



KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GmbH

Institut für Sicherheitsforschung

**Spaltproduktablagerung im
Primärkreis des HTR bei extremen
Corekühlungsstörfällen am
Beispiel des PNP-500**

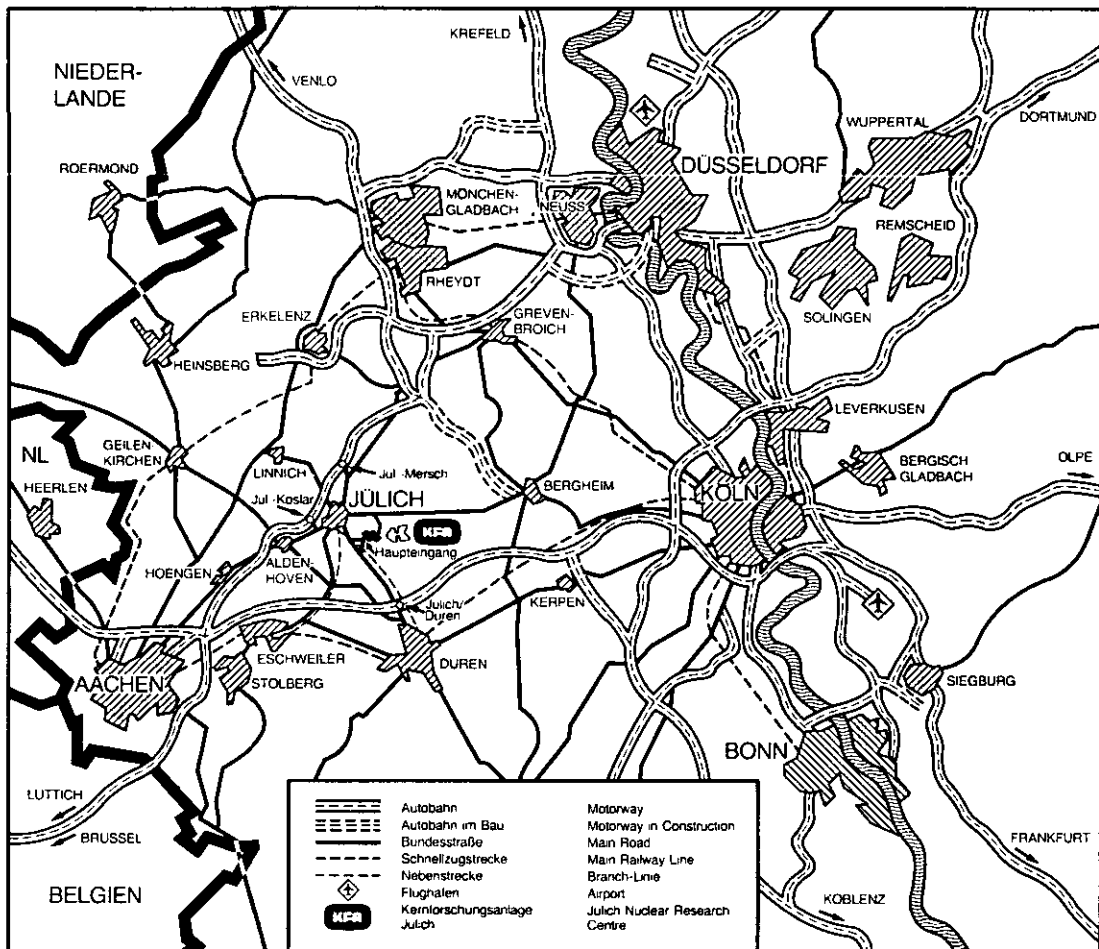
von

K.-D. Ehrhardt,
W. Jahn, H. Krohn
und W. Rehm

Jül - Spez - 183

November 1982

ISSN 0343-7639



Als Manuskript gedruckt

Spezielle Berichte der Kernforschungsanlage Jülich – Nr. 183

Institut für Sicherheitsforschung Jül - Spez - 183

Zu beziehen durch: ZENTRALBIBLIOTHEK der Kernforschungsanlage Jülich GmbH

Postfach 1913 · D-5170 Jülich (Bundesrepublik Deutschland)

Telefon: 02461/610 · Telex: 833556 kfa d

**Spaltproduktablagerung im
Primärkreis des HTR bei extremen
Corekühlungsstörfällen am
Beispiel des PNP-500**

von

K.-D. Ehrhardt,
W. Jahn, H. Krohn
und W. Rehm

SPALTPRODUKTABLAGERUNG IM PRIMÄRKREIS
DES HTR BEI EXTREMEN COREKÜHLUNGSTÖRFÄLLEN
AM BEISPIEL DES PNP-500

von

K.-D. Ehrhardt, W. Jahn, H. Krohn, W. Rehm

KURZFASSUNG

In dieser Arbeit werden die Auswirkungen von Coreaufheizstörfällen hinsichtlich Temperaturtransienten, Spaltproduktfreisetzung und -ablagerung im Primärkreis des PNP-500 untersucht. Dabei zeigt sich, daß selbst bei einer extrem verzögert einsetzenden Nachwärmeabfuhr die Rückhaltung des Cäsiums im Graphit der Brennelemente und des Bodenreflektors die Freisetzung aus dem Reaktorkern um mehr als zwei Größenordnungen gegenüber der Freisetzung aus den Partikeln vermindert. Die Ablagerung im Dampferzeuger führt zeitweilig zu einer weiteren, allerdings erheblich geringeren Verminderung des Freisetzungstroms.

PLATE OUT OF FISSION PRODUCTS IN THE PRIMARY CIRCUIT
OF THE HTR DURING EXTREME CORE COOLING ACCIDENTS
ILLUSTRATED FOR THE PNP-500

by

K.-D. Ehrhardt, W. Jahn, H. Krohn, W. Rehm

ABSTRACT

This report presents an analysis of the consequences for the High Temperature Reactor PNP-500 which occur during core cooling accidents. The consequences of the temperature transients and the fission product behaviour are considered for the primary circuit. The analysis shows that, even for an extremely delayed start of the afterheat removal system, the retention of caesium in the graphite of the fuel elements and of the bottom reflector reduces the release of the coated particles by more than two orders of magnitude. The plate out in the steam generator leads temporarily to a further, however, much smaller retention of the release flow.

Inhaltsverzeichnis

| | <u>Seite</u> |
|---|--------------|
| Einleitung und Zielsetzung | 1 |
| 1. Kurzbeschreibung des Primärkreislaufes des PNP-500 | 2 |
| 2. Annahmen und Simulation der Corekühlungstörfälle | 7 |
| 3. Thermo- und fluiddynamische Transienten im Primärkreis | 12 |
| 3.1 Coreaufheizung | 12 |
| 3.2 Verzögerte Nachwärmeabfuhr | 14 |
| 3.3 Diskussion der Ergebnisse | 16 |
| 4. Spaltproduktfreisetzung und Spaltproduktablagerung | 31 |
| 4.1 Spaltproduktverhalten im Core und in den Reflektoren | 31 |
| 4.2 Spaltproduktablagerung im Wärmetauscher | 43 |
| 4.3 Diskussion der Auswirkungen | 47 |
| 5. Zusammenfassung und Ausblick | 61 |
| 6. Literatur | 63 |

Einleitung und Zielsetzung

Die im Normalbetrieb ausgezeichnete Rückhaltung von Spaltprodukten (SP) im Brennstoff von HTR's /1/ verliert bei Coreaufheizstörfällen infolge des erhöhten Temperaturniveaus besonders hinsichtlich Cäsium (Cs) stark an Wirksamkeit. Untersuchungen zur SP-Rückhaltung von Cäsium bei Coreaufheizung ohne Nachwärmeabfuhr (NWA) /2/ mit SP-Freisetzung in die Corekaverne haben gezeigt, daß sich die Cs-Freisetzung aus den Brennelementen und die Cs-Freisetzung aus dem Deckenreflektor heraus um Größenordnungen unterscheiden, da der im Core vorhandene Graphit metallische Spaltprodukte in großem Umfang zurückhält. Bei Störfällen mit verzögerter NWA ergibt sich einerseits als weitere Möglichkeit zur SP-Rückhaltung die Ablagerung im Dampferzeuger (DE); andererseits erscheint es möglich, daß durch die relativ hohen Gasgeschwindigkeiten im Core nach dem Start des NWA-Systems die Rückhaltung des Cäsiums am Graphit infolge der Konvektion an Wirksamkeit verliert. Die Effektivität dieser beiden Rückhalte-mechanismen wird in diesem Bericht für die im folgenden beschriebene Coreaufheizung mit verzögert einsetzender NWA untersucht. Eine Klärung dieser Frage erscheint bedeutsam, da Risikoanalysen gezeigt haben, daß das Aufheizen des Reaktorcores einen Hauptbeitrag im Spektrum der hypothetischen Störfälle darstellt /3/.

Im ersten Kapitel wird kurz der Primärkreislauf des PNP-500 beschrieben. Die Annahmen der untersuchten extremen Corekühlungstörfälle und die verwendeten Rechenprogramme werden im zweiten Kapitel erläutert. Die bei der Coreaufheizung und der stark verzögerten Nachwärmeabfuhr im Primärkreislauf zu erwartenden thermo- und fluiddynamischen Transienten werden im Kapitel 3 behandelt. Die Ergebnisse der Analyse für die Spaltproduktfreisetzung und -ablagerung in den einzelnen Abschnitten des Primärkreises werden im vierten Kapitel dargelegt und bewertet.

1. Kurzbeschreibung des Primärkreislaufes des PNP-500

In dem Projekt Prototypanlage Nukleare Prozeßwärme (PNP) wurde eine nukleare Kohlevergasungsanlage zur Gewinnung von synthetischem Erdgas konzipiert, bei der die erforderliche Wärme von einem Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktor (HTR) geliefert wird /4/. Die thermische Reaktorleistung beträgt 500 MW und wird zur Erzeugung der Prozeßwärme bei einer Helium-Temperatur von 950°C über zwei verschiedene Wärmetauscherloops ausgekoppelt. Dabei wird für die hydrierende Vergasung der Braunkohle die Prozeßwärme über den Röhrenspaltöfen und den nachgeschalteten Dampferzeuger erzeugt (HKV-Loop). Für die Wasserdampfvergasung der Steinkohle wird diese über Helium-Helium-Wärmetauscher (WKV-Loop) ausgekoppelt (Abb. 1).

Der gesamte Primärkreislauf des nuklearen Wärme-erzeugungssystems ist in einem Spannbetonbehälter integriert. In der zentralen Kaverne befindet sich das Kugelhaufencore mit den Graphitreflektoren, die mit den Nebenkavernen der Wärmeübertragungssysteme über Koaxialleitungen verbunden ist (Abb. 2).

Die Kugelschüttung hat einen Durchmesser von 5,6 m und eine aktive Höhe von 5,08 m. Die kugelförmigen Brennelemente (6 cm Durchmesser) erzeugen eine mittlere Leistungsdichte von 4 MW/m³. Die Brennelementkugeln (ca. 670 000) bestehen aus dem Matrixgraphit (5 cm Ø), in den die Brennstoffteilchen (0,5 mm Ø) eingebettet sind und der brennstofffreien Graphitschale. Die Uran-Brennstoffteilchen sind mit Siliziumkarbid beschichtet (TRISO-Partikelkonzept). Die Anreicherung beträgt in dem Zwei-Zonencore 8 und 15 % U-235 (low enriched uranium, LEU-Core). Die Brennelementkugeln werden im Mittel nach 4 Jahren aus dem Reaktor entnommen und nicht wieder in den Reaktor zurückgeführt (once through then out, OTTO-Zyklus).

Das unter 40 bar stehende Kühlmittel Helium durchströmt das Core von oben nach unten und wird dadurch von 303°C auf 950°C aufgeheizt. Über Heißgasleitungen strömt das Kühlmittel in die Wärmetauschereinheiten und wird nach der Wärmeauskopplung von den Kühlgasgebläsen durch den Seiten- und Deckenreflektor zurück ins Core geführt (Abb. 3). Die Hauptauslegungsdaten des nuklearen Wärme-erzeugersystems sind in Tabelle 1 zusammengestellt. Bei dem Dampferzeuger handelt es sich um einen Helix-Wärmetauscher mit 168 Wendelrohren, der eine

Heizfläche von 830 m² aufweist. Die Rohre bestehen aus Incoloy 800, der Rohrinne Durchmesser beträgt 15,4 mm, die Rohrdicke 2,3 mm und die Rohrlänge ca. 80 m bei einer Bündelhöhe von 14 m. Die sekundärseitigen Anschlüsse für Speisewasser und Frischdampf werden aus konstruktiven Gründen von unten in den Dampferzeuger geführt, der im Normalbetrieb bei Aufwärtsverdampfung 155 MW auskoppelt.

Die aktiven Sicherheitseinrichtungen wie z.B. Abschalt- und Nachwärmeabfuhrsysteme werden für die Beherrschung aller anzunehmenden Störfälle ausgelegt. Die Nachzerfallswärme wird durch das separate Nachwärmeabfuhrsystem (NWA) abgeführt, das aus vier unabhängigen, nicht vermaschten Helium-Helium-Wärmetauscherloops mit den zugeordneten Rückkühlkreisläufen besteht /4/.

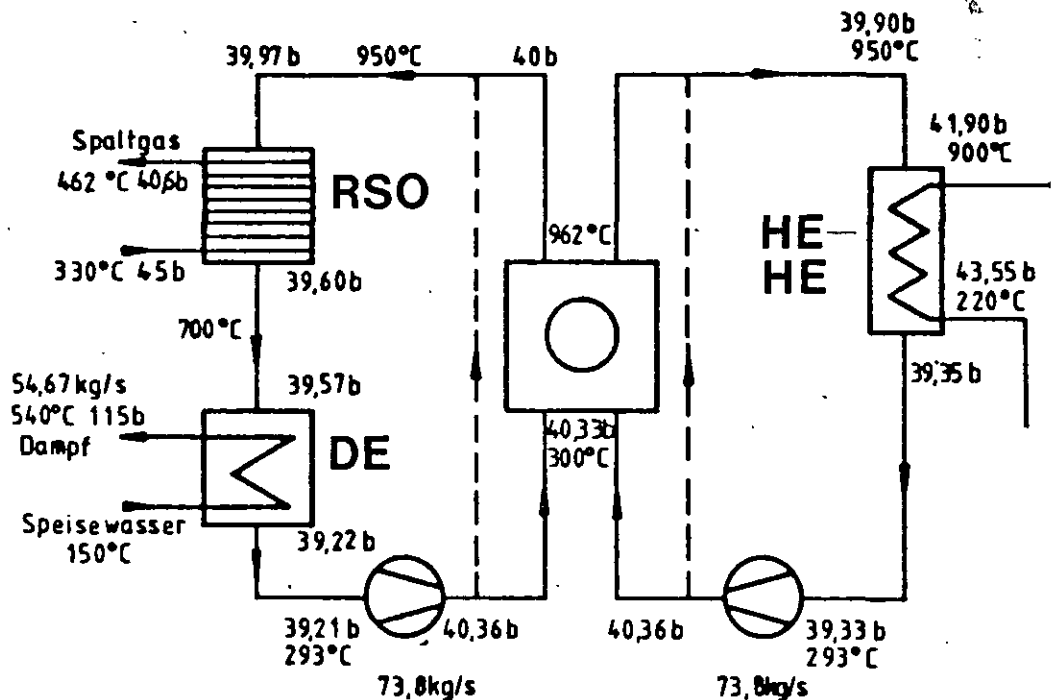


Abb. 1: Helium-Primärkreislauf mit Röhrenspaltöfen, Dampferzeuger und Helium-Helium-Zwischenwärmetauscher

RSO = Röhrenspaltöfen

DE = Dampferzeuger

He-He = Helium-Helium-Zwischenwärmetauscher

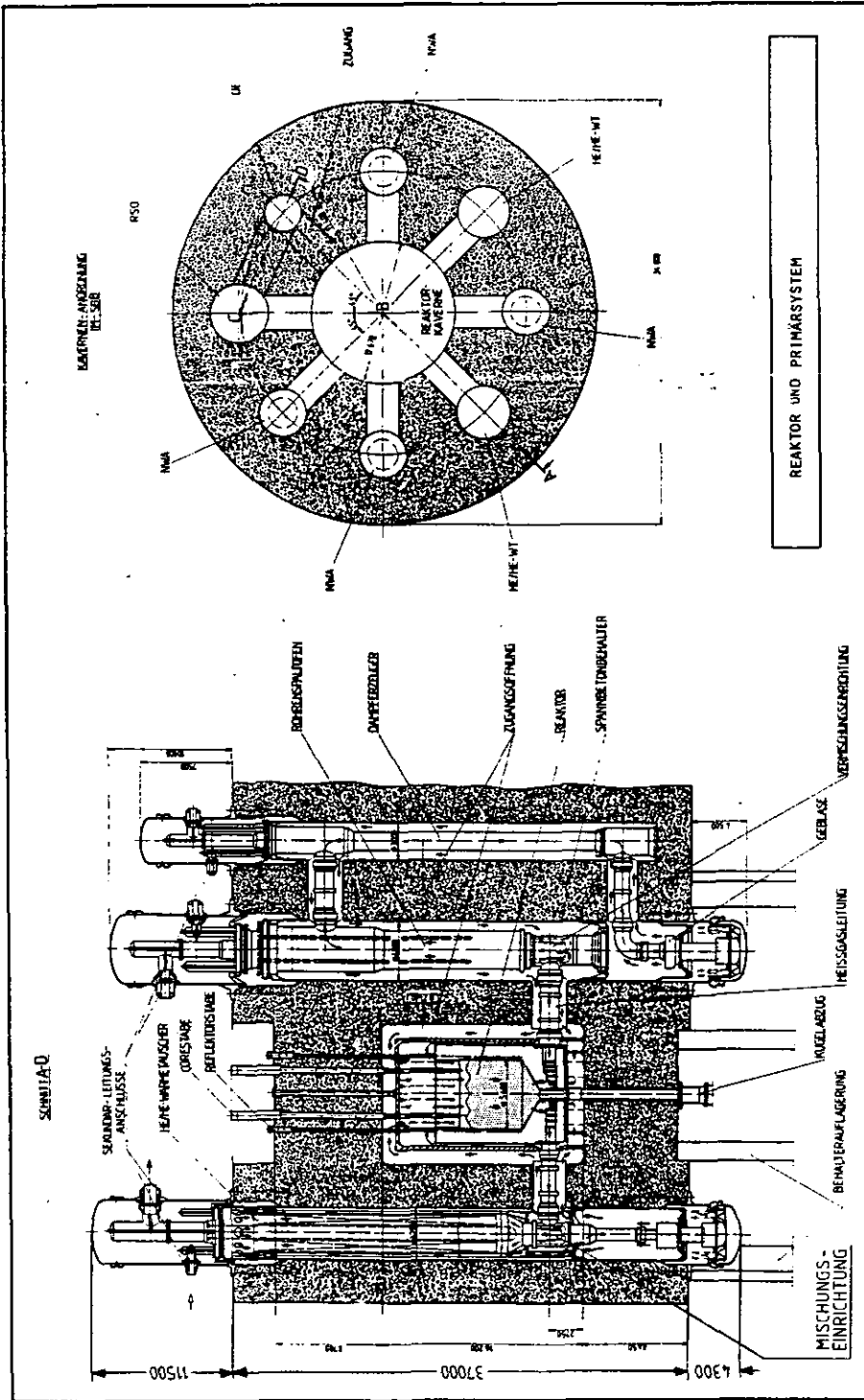


Abb. 2: PNP-500 MW Reaktor mit Primärsystem
und Spannbetonbehälter

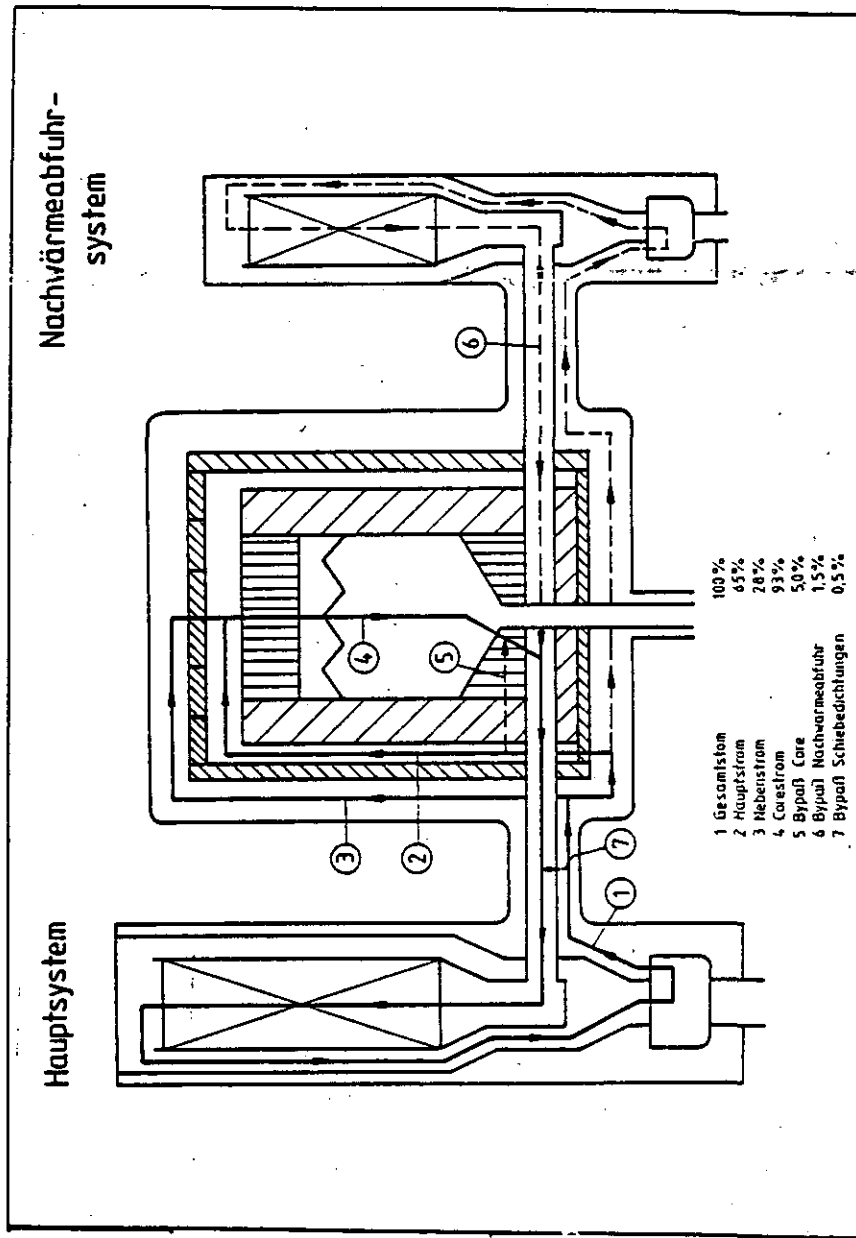


Abb. 3: Anteile der Kühlgasströme im Primärsystem bestehend aus Corekaverne, Hauptsystem und Nachwärmeabfuhrsystem

Tab. 1: Hauptauslegungsdaten des nuklearen Wämeerzeugersystems nach /4/.

Reaktor

| | | |
|--------------------------------------|-------------------|-----------|
| thermische Leistung | MW | 500 |
| mittlere Leistungsdichte im Kern | MW/m ³ | 4 |
| Heliummassenstrom | kg/s | 145,0 |
| Heliumeintritts-/Austrittstemperatur | °C | 300/962 |
| Heliumeintritts-/Austrittsdruck | bar | 40,3/40,0 |

HKV-Kreislauf

| | | |
|--------------------|------|------|
| Heliummassenstrom | kg/s | 73,8 |
| Gesamtdruckverlust | bar | 1,15 |

Röhrenspaltöfen

| | | |
|--|-----|-----------|
| Heliumeintritts-/Austrittstemperatur | °C | 950/700 |
| Heliumeintritts-/Austrittsdruck | bar | 40,0/39,6 |
| Einsatzgas-Eintritts-/Austrittstemperatur am Katalysator | °C | 560/810 |
| Einsatzgas-Eintrittsdruck am Rekuperator | bar | 45,0 |
| Einsatzgas-Austrittsdruck am Katalysator | bar | 42,0 |

Dampferzeuger

| | | |
|---------------------------------------|-----|-----------|
| Helium-Eintritts-/Austrittstemperatur | °C | 700/293 |
| Helium-Eintritts-/Austrittsdruck | bar | 39,6/39,2 |
| Speisewassertemperatur | °C | 150 |
| Frischdampftemperatur | °C | 540 |
| Frischdampfdruck | bar | 115 |

WKV-Kreislauf

| | | |
|--------------------|------|------|
| Heliummassenstrom | kg/s | 73,8 |
| Gesamtdruckverlust | bar | 1,03 |

He/He-Wärmetauscher

| | | |
|--|-----|-----------|
| Helium-Eintritts-/Austrittstemp. | °C | 950/293 |
| Helium-Eintritts-/Austrittsdruck | bar | 39,9/39,4 |
| sekundäre Heliumeintritts-/Austrittstemperatur | °C | 220/900 |
| sekundärer Heliumeintritts-/Austrittsdruck | bar | 43,6/41,9 |

Unterstrichene Werte: Festwerte (Auslegungsdaten)

2. Annahmen und Simulation der Corekühlungsstörfälle

Kühlungsstörfälle führen beim HTR wegen der großen Wärmekapazität der graphitischen Reaktorkomponenten zu langsamen Temperaturtransienten im Core. Die für den PNP-500 MW durchgeführten Analysen ergaben, daß bei einer langfristigen Coreaufheizung die maximalen Coretemperaturen nach ca. 30 Stunden bei 2150°C stabilisiert werden /2/.

Zur Begrenzung der Auswirkungen ist es prinzipiell möglich, die reaktoreigenen NWA-Systeme, nach erfolgter Reparatur, auch zu einem späten Zeitpunkt wieder in Betrieb zu nehmen und die Nachwärme auf hohem Temperaturniveau abzuführen. Dabei ist insbesondere die Frage zu untersuchen, in welchem Maße die freigesetzten Spaltprodukte im Primärkreis umverteilt und an kälteren Kreislauf-oberflächen, insbesondere im Wärmetauscher, abgelagert werden.

In den Analysen wurde, ohne Berücksichtigung der Eintrittswahrscheinlichkeit, eine Druckentlastung des Primärkreises auf Atmosphärendruck und nach der Reaktorabschaltung ein zeitweiser Ausfall der NWA-Systeme unterstellt, da dieser Ablauf zu den höchsten Brennelementtemperaturen führt und die größten Anforderungen an die NWA-Systeme stellt. Bei der verzögert einsetzenden NWA wurde der Coremassenstrom in dem Bereich von 1 bis 5 kg/s variiert (0,7 bis 3,5 % Kühlleistung), um den Einfluß der Abkühlung des überhitzten Cores auf die Spaltproduktfreisetzung im Primärkreis detailliert zu untersuchen. Ferner wurde als Wärmesenke ein Helium-Wasser-Gegenstromwärmetauscher zugrunde gelegt, da dieser gegenüber einem Helium-Helium-Wärmetauscher bei einer extrem verzögert einsetzenden NWA niedrigere Rohrwandtemperaturen erwarten läßt /5/. Die Randbedingungen der verwendeten Prozeduren sind in den Tabellen 2 a und 2 b zusammengestellt.

Zusätzlich wurde der Einfluß einer Vorkühlung des Cores im Hinblick auf die Temperaturtransienten und das Spaltproduktverhalten analysiert, d.h. das NWA-System fällt z.B. nach einer Stunde Kühldauer aus, kann dann aber nach einer mehrstündigen Reparaturzeit erneut gestartet werden.

Tabelle 2 a: Randbedingungen für Primär- und Sekundärkreis

| Fall | Zeit [h] | Core | | Dampfzeuger | | | |
|---|---------------|-----------------------|------------------------------------|-----------------------|------------------|-----------------------|------------------|
| | | Durchsatz [kg/s] | Eintritts- temperatur [°C] | Primär | | Sekundär | |
| | | | | Durchsatz [kg/s] | Druck [bar] | Durchsatz [kg/s] | Druck [bar] |
| Fall 1: verzögerte NWA mit 1 kg/s nach 10 h Naturkonvektion Nachwärmeabfuhr | | | | | | | |
| | 0 - 10 | - | | 0,23 | 1 | 0,28 | 40 |
| | 10 - 40 | 1,0 | 100 | 1,0 | | 1,30 | 80 |
| Fall 2: verzögerte NWA mit 3 kg/s nach 10 h Naturkonvektion Nachwärmeabfuhr | | | | | | | |
| | 0 - 10 | - | | 0,23 | 1 | 0,28 | 40 |
| | 10 - 30 | 3,0 | 100 | 3,0 | | 6,0 | 50 |
| Fall 3: verzögerte NWA mit 5 kg/s nach 10 h Naturkonvektion Nachwärmeabfuhr | | | | | | | |
| | 0 - 10 | - | | 0,23 | 1 | 0,18 | 40 |
| | 10 - 20 | 5,0 | 100 | 5,0 | | 10,0 | 50 |
| Fall 4: verzögerte NWA nach Vorkühlung Nachwärmeabfuhr Naturkonvektion Nachwärmeabfuhr | | | | | | | |
| | 0 - 1 | 6,8 | 300 | 6,8 | | 8,0 | 150 |
| | 1 - 20 | - | | 0,25 | 1 | 0,25 | 150 |
| | 20 - 40 | 3,0 | 100 | 3,0 | | 6,0 | 50 |

Zur Simulation des Störfallablaufes wurden folgende Rechenprogramme verwendet:

- THERMIX
berechnet Temperatur- und Strömungsverteilung im Core /6/,
- FRESCO
ermittelt die Spaltproduktfreisetzung im Core und die Ablagerung im Decken-Bodenreflektor /7/, /11/,
- ACORDE
berechnet die Wärmeübertragungsverhältnisse im Wärmetauscher /8/,
- PLATO
analysiert die Spaltproduktablagerung im Wärmetauscher /9/, /20/.

Die Programme wurden off-line miteinander gekoppelt. Der Datentransfer erfolgte über das Massenspeichersystem der IBM-Rechenanlage der KFA /10/. Die Auswertung und Dokumentation der Rechnungen erfolgte über zwei- bzw. dreidimensionale Plot-Routinen. Das Zusammenspiel der einzelnen Programme und die Zuordnung zu den verschiedenen Abschnitten des Primärkreislaufes ist schematisch in den Abbildungen 4 a und 4 b dargestellt.

Tabelle 2 b: Geometriedaten des Geradrohr-Wärmetauschers *)

| | |
|----------------------|---------------------|
| Heizfläche | 1028 m ² |
| Rohraußendurchmesser | 0.016 m |
| Rohrinnendurchmesser | 0.0124 m |
| Rohrlänge | 20.0 m |
| Rohranzahl | 1012 |
| Rohrwandmaterial | Incoloy 800 |
| Primär | Helium |
| Sekundär | Wasser |

*) Bei den NWA-Loops wurde für die hier durchgeführten Analysen im Primärkreis ein nicht optimierter Geradrohr-Wärmetauscher gewählt, der den geometrischen Abmessungen des Dampferzeuger (DE) im HKV-Loop ähnlich ist.

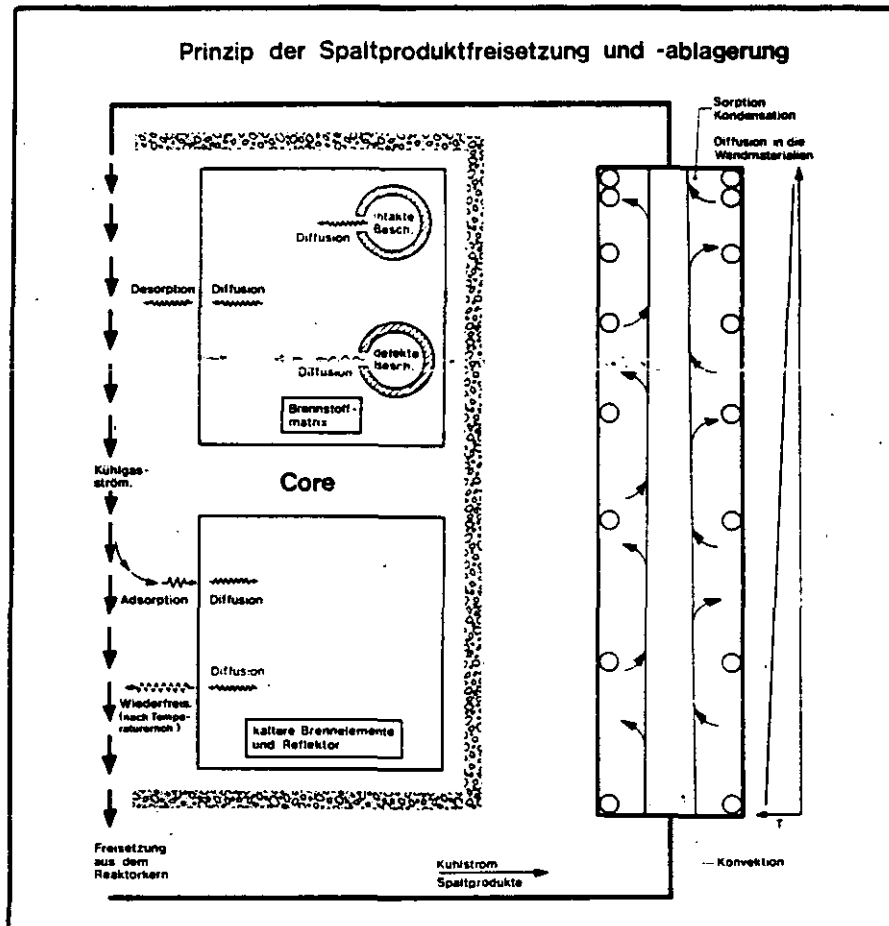


Abb. 4b: Prinzip der Berechnung der Spaltproduktfreisetzung und SP-Ablagerung in den einzelnen Abschnitten des Primärkreislaufs

3. Thermo- und fluiddynamische Transienten im Primärkreis

3.1 Coreaufheizung

Bei dem angenommenen Ausfall der NWA-Systeme nach einer Druckentlastung des Primärkreises bildet sich das Temperaturprofil in der Kugelschüttung nach der Leistungsdichtevertelung aus. Dabei erfolgt eine aufgrund der Nachzerfalls-wärme für die OTTO-Beschickung typische Aufheizung der oberen, anfänglich kälteren Corebereiche. Der Wärmetransport erfolgt überwiegend durch Wärme-leitung und Strahlung. Die Strömungsgeschwindigkeiten der Naturkonvektion sind sehr klein und betragen ca. 2 cm/s. Die Brennelementheißstelle liegt unterhalb der Oberfläche der Kugelschüttung. Nach einem zehnstündigen Kühlungs-ausfall werden in einigen zentralen Brennelementen (3%) Temperaturen von 1890°C erreicht (Abb. 5). Die Graphitkugeln und die darin eingebetteten coated par-ticles sind durch die Temperaturbelastungen in ihrer Stabilität nicht gefähr-det. Die mittleren Coretemperaturen erreichen nach zehn Stunden hingegen nur 1265°C. Durch die Temperaturumverteilung werden im Deckenreflektor Temperaturen bis zu 770°C erreicht, während diese im Bodenreflektor wegen der Wärmeabgabe abfallen. Dies wird aus Abb. 6 ersichtlich, in der der axiale Temperaturver-lauf dargestellt ist. Abb. 7 zeigt den radialen Temperaturverlauf in verschie-denen Corepositionen und bringt die wärmedämmende Wirkung des Seitenreflektors zum Ausdruck.

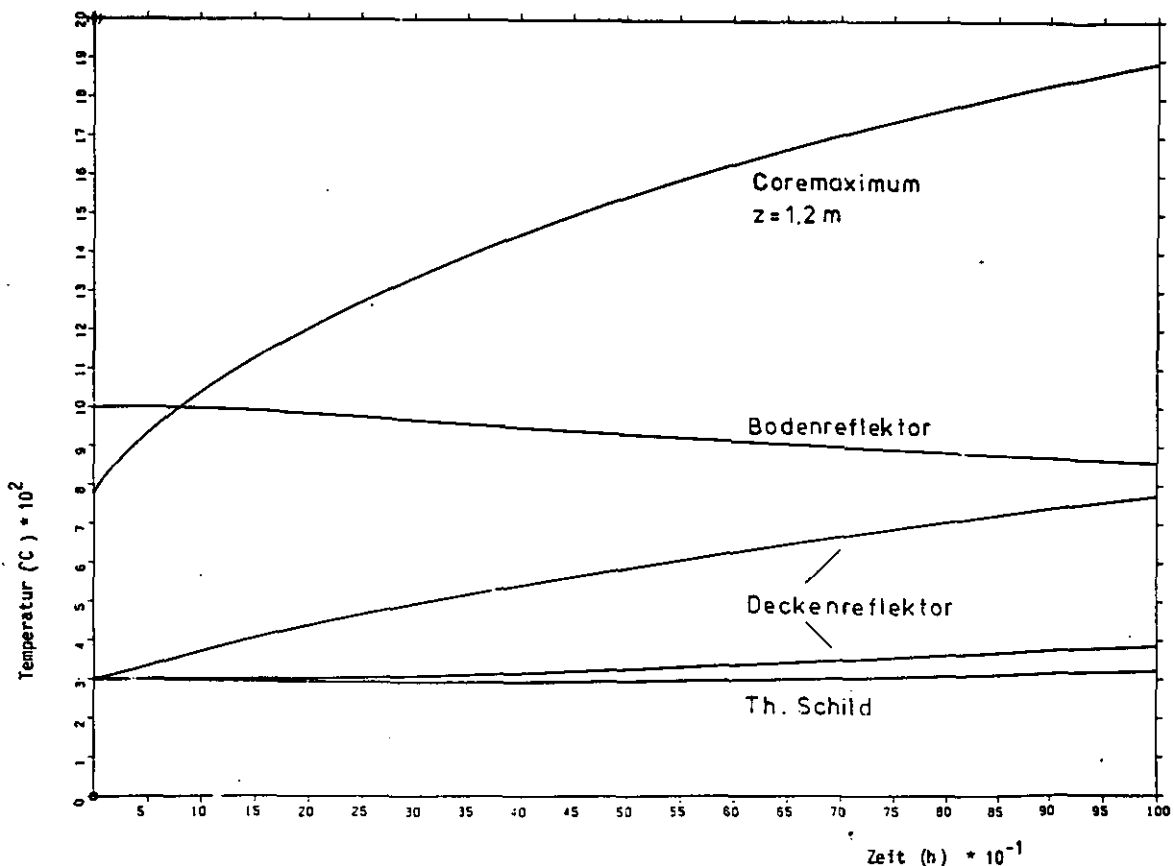


Abb. 5: Temperaturtransienten bei der Coreaufheizung nach einer Druckentlastung und Ausfall der NWA-Systeme bis 10 Stunden

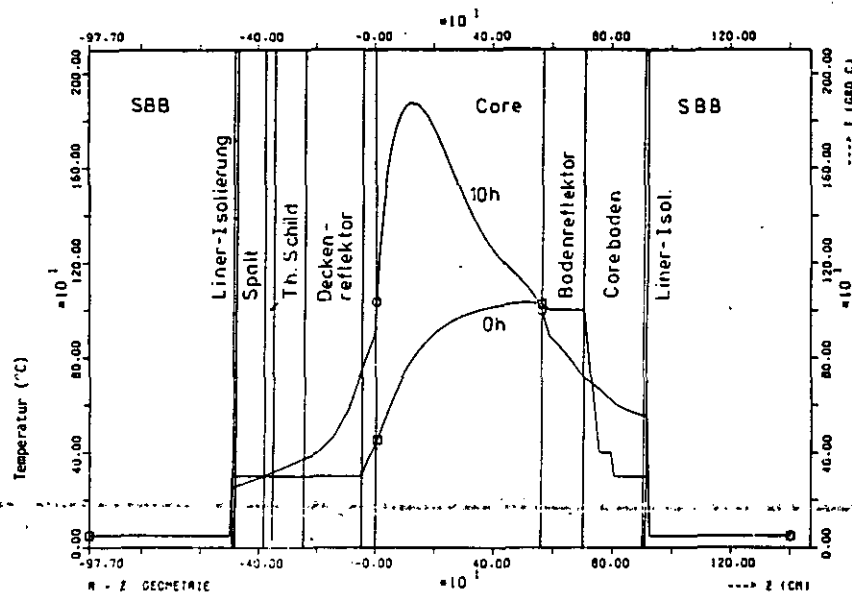


Abb. 6: Axialer Temperaturverlauf nach 10 Stunden

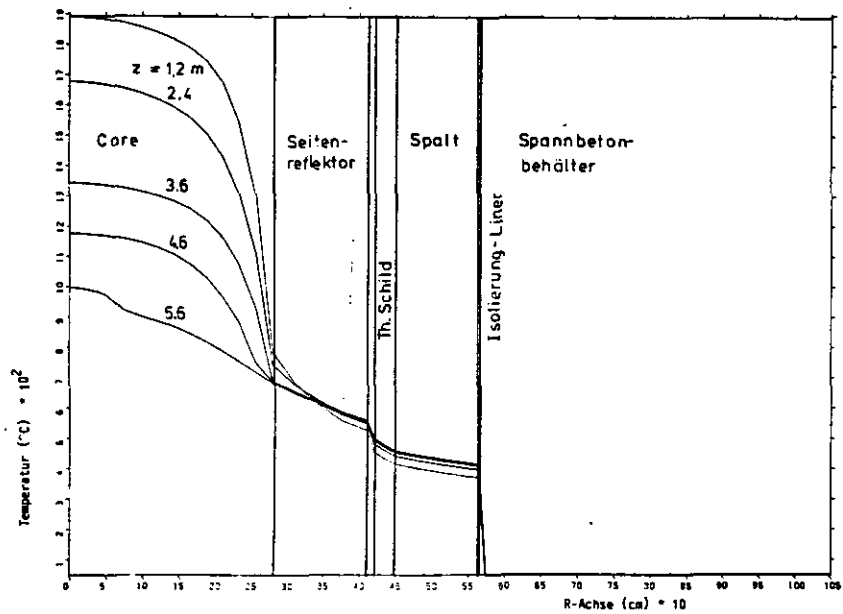


Abb. 7: Radialer Temperaturverlauf im Core nach 10 Stunden

3.2 Verzögerte Nachwärmeabfuhr

Ausgehend vom Corezustand nach 10 h Naturkonvektion bei einem Systemdruck von 1 bar (Abb. 8) wurde eine verzögert einsetzende Nachwärmeabfuhr über den Dampferzeuger untersucht. Um hierbei den Grenzdurchsatz für eine hinreichende Corekühlung hinsichtlich maximaler Temperaturen, Temperaturtransienten und der Spaltproduktfreisetzung aus dem Core abschätzen zu können, sind Coredurchsätze von 1, 3 und 5 kg/s bei einer konstanten Coreeintrittstemperatur von 100°C zugrunde gelegt worden (Tabelle 2 a). In allen drei Fällen reicht die Wärmeabfuhr zur Kühlung des Cores aus (Abb. 9).

Bei einem Durchsatz von 1 kg/s steigt allerdings die maximale Coretemperatur innerhalb der ersten 6 h noch um etwa 100°C auf rund 2000°C an. Anschließend fällt diese stetig, so daß nach 26 h die Temperaturen im Core unterhalb 1000°C abgefallen sind (Fall 1).

Mit dem Massenstrom von 3 kg/s wird das Temperaturmaximum innerhalb von 5 h von ursprünglich 1,2 m Coretiefe bis zum Coreboden durchgeschoben (Abb. 10, 11, 12). Wie aus Abbildung 13 ersichtlich ist, wird das Core in 1,2 m Tiefe innerhalb von 2 h von der maximalen Temperatur von 1890°C auf 300°C abgekühlt. Nach 8 h befindet sich das gesamte Core unterhalb 1000°C (Fall 2).

Bei einer Kühlung mit 5 kg/s beträgt hingegen bereits 6 h nach Wiederaufnahme der Kühlung die maximale Coretemperatur weniger als 1000°C, wobei die Temperaturen von Beginn der Kühlung an fallen (Fall 3).

Durch die große Wärmekapazität des Bodenreflektors, der stark dämpfend wirkt, und infolge des Einfluß der relativ kalten Corerandzonen bleiben in allen drei Fällen die mittleren Gasaustrittstemperatur im Maximum unter 1100°C (Abb. 9). Durch Kaltgasbypässe zum Core können diese noch wesentlich reduziert werden. Die mit dem Programm THERMIX ermittelten Gasaustrittstemperaturen wurden für das Programm ACORDE als Eingangsdaten zur Berechnung der Temperaturverteilung des Wärmetauschers verwendet. Die wesentlichen Randbedingungen für die Wärmetauscherberechnungen sind der Tabelle 2 b zu entnehmen. Der sekundärseitige Durchsatz des Wärmetauschers wurde so gewählt, daß entsprechend der angenommenen Randbedingungen für die Gaseintrittstemperatur ins Core im Programm THERMIX die primärseitige Dampferzeugeraustrittstemperatur konstant 100°C betrug.

Hierdurch ergab sich, daß der Wärmetauscher bei allen drei Fällen im wesentlichen im Naßdampf- bzw. Warmwasserbetrieb gefahren wird. Die Belastungen des Wärmetauschers sind daher bei Voraussetzung eines schonenden Anfahrens bei der Aufnahme der NWA unkritisch. Die zeitlichen Temperaturverteilungen der Wärmetauscherrohre, wie sie für das Programm PLATO zur Berechnung der Spaltproduktablagerung im Dampferzeuger verwendet wurden, sind in den Abbildungen 14, 15 und 16 für die drei Fälle dargestellt. Aus programmtechnischen Gründen wurde der während der Naturkonvektion unbespeiste Wärmetauscher mit einem sehr geringen Sekundär- und Primärdurchsatz beaufschlagt. Diese Näherung ist zulässig, da die Spaltproduktfreisetzung und -ablagerung im Dampferzeuger erst nach dessen Wiederbespeisung auftreten und somit in diesem Falle für die Übergangsphase während der 10 h Naturkonvektion unwesentlich ist.

Um den Einfluß der Vorkühlung des Cores auf die zulässigen Ausfallzeiten des Nachwärmeabfuhrsystems zu untersuchen, wurde ein Kühlungsstörfall mit sofort einsetzender Zwangskühlung des Cores berechnet (Fall 4). Ausgegangen wurde hier beispielsweise von einer einstündigen Nachwärmeabfuhr mit einem Coredurchsatz von 6,8 kg/s bei einer Coreeintrittstemperatur von 300°C. Dies entspricht einer der vorgesehenen Nachwärmeabfuhrprozeduren des PNP-Reaktors beim Druckentlastungsstörfall /4/. Dem postulierten NWA-Ausfall nach einer Stunde folgt eine Naturkonvektion bei 1 bar Systemdruck bis zum Restart der Nachwärmeabfuhr nach 20 h mit einem Durchsatz von 3 kg/s und einer Coreeintrittstemperatur von 100°C. (Dies entspricht Fall 2 beim NWA-Restart nach 10 h). Die Rechnungen ergaben, daß bei einer einstündigen Vorkühlung des Cores NWA-Ausfallzeiten um 20 Stunden toleriert werden können.

Die maximale Coretemperatur bleibt in der ersten Stunde mit NWA nahezu konstant, während der obere Corebereich bereits auf ca. 400°C abgekühlt wird (Abb. 17, 18, 19, 20). Daher wird nach Ausfall der Kühlung erst nach ca. 5 h der obere Corebereich auf über 1000°C aufgeheizt. Die maximale Coretemperatur vor Beginn des NWA-Restart nach 20 h beträgt ca. 1850°C. In den Abbildungen 19, 20, 21 und 22 sind für die markanten Zeitpunkte 0, 1, 20 und 25 h die Temperaturfelder im Core dargestellt. Das Verhalten während der Wiederinbetriebnahme der Nachwärmeabfuhr entspricht zeitversetzt in etwa dem des NWA-Restarts nach 10 h mit gleichem Coredurchsatz (siehe Abb. 8, 11 und 21, 22). Es kann daher festgestellt werden, daß in diesem Falle die anfängliche Corekühlung von 1 h einen Zeitgewinn von nahezu 20 h bei der zulässigen Ausfallzeit der Nachwärmeabfuhrsysteme erbringt.

Abbildung 23 zeigt den zeitlichen Verlauf der Wandtemperaturen auf der Gasseite des Wärmetauschers, wie sie mit dem Programm ACORDE berechnet wurden. Auf der Sekundärseite wurde der Wärmetauscher während des Nachwärmeabfuhr-Betriebes nach 20 h im Warmwasser- bzw. im Naßdampfbetrieb gefahren. Eine entsprechend schonende Anfahrprozedur vorausgesetzt, ergeben sich keine kritischen Temperaturen im Wärmetauscher. Als Randbedingung wurden hier ebenfalls die mittleren Gasaustrittstemperaturen (Abb. 17) aus der THERMIX-Rechnung verwendet. Der Wärmetauscher wurde so betrieben, daß sich konstante Gasaustrittstemperaturen von 100°C bzw. 300°C während der ersten Stunde ergaben, um die Randbedingung der Gaseintrittstemperatur im Core zu erfüllen. Der Übergangsbereich der Naturkonvektion wurde wiederum aus programmtechnischen Gründen durch sehr kleine primär- und sekundärseitige Durchsätze simuliert.

3.3 Diskussion der Ergebnisse

Aus dem thermodynamischen Analysen ergibt sich, daß bei einer zeitweiligen Unterbrechung der Corekühlung wegen der großen Wärmekapazität und der hohen Temperaturbeständigkeit der graphitischen Reaktorkomponenten im ungünstigsten Fall Ausfallzeiten der NWA-Systeme um 10 Stunden tolerierbar sind. Durch die langsam ablaufenden Temperaturtransienten stehen dem Reaktorpersonal lange Zeitspannen für die Störfallerkennung und die Ergreifung von Gegenmaßnahmen zur Verfügung.

In den ersten 10 Stunden bleiben die maximalen Coretemperaturen unter 2000°C. Die bei der extrem verzögerten NWA auftretenden Kreislauftemperaturen überschreiten selbst bei kleinen Coredurchsätzen nicht die Auslegungswerte von 1100°C.

Eine Vorkühlung des Cores verlängert die zulässigen Ausfallzeiten der NWA-Systeme deutlich. Eine einstündige Vorkühlung des Cores ermöglicht Ausfallzeiten um 20 Stunden.

Bei NWA-Ausfallzeiten über 10 h ist z.B. die Wärmekapazität des Deckenreflektors soweit erschöpft, daß dieser, neben den frühzeitig auftretenden Temperaturbelastungen der Corestäbe, einsturzgefährdet ist. Die Kühlfähigkeit der Kernstruktur wird dadurch nicht in Frage gestellt.

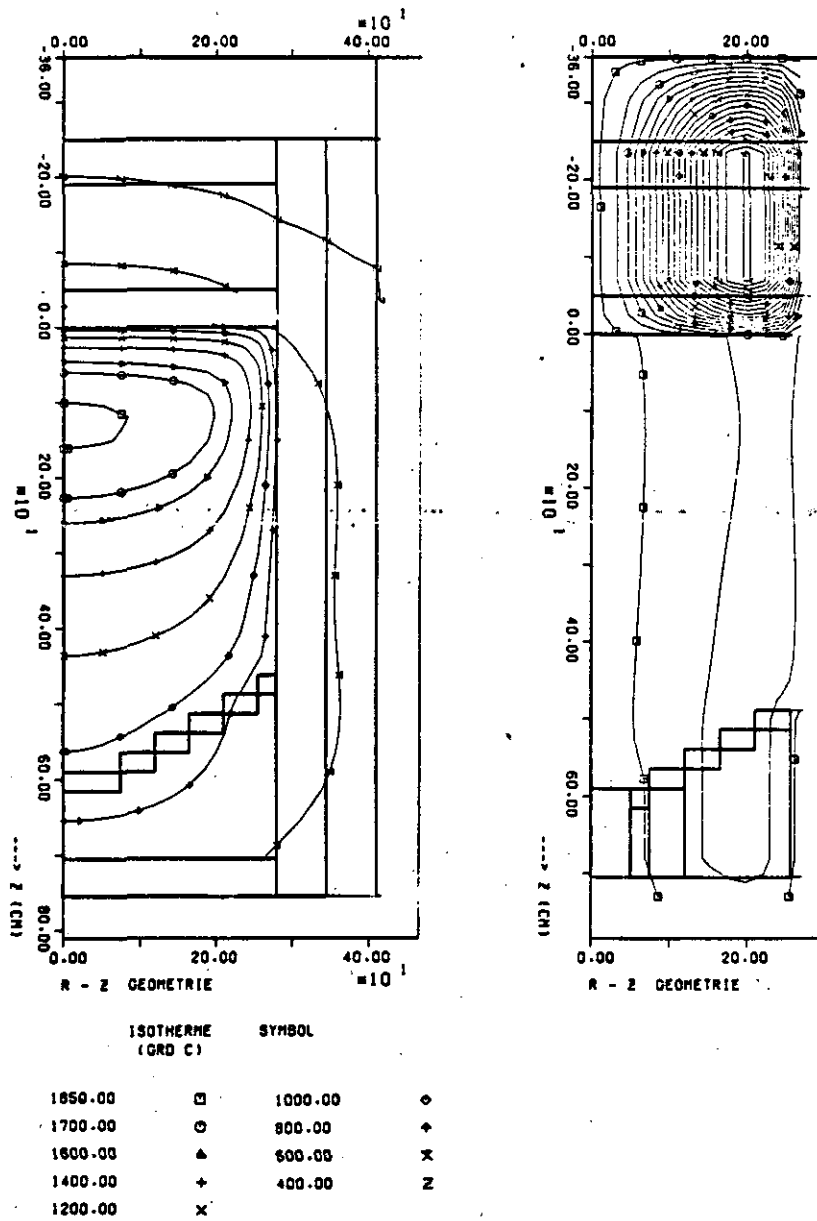


Abb. 8: Temperatur- und Strömungsfeld nach 10 h
bei einem Systemdruck von 1 bar

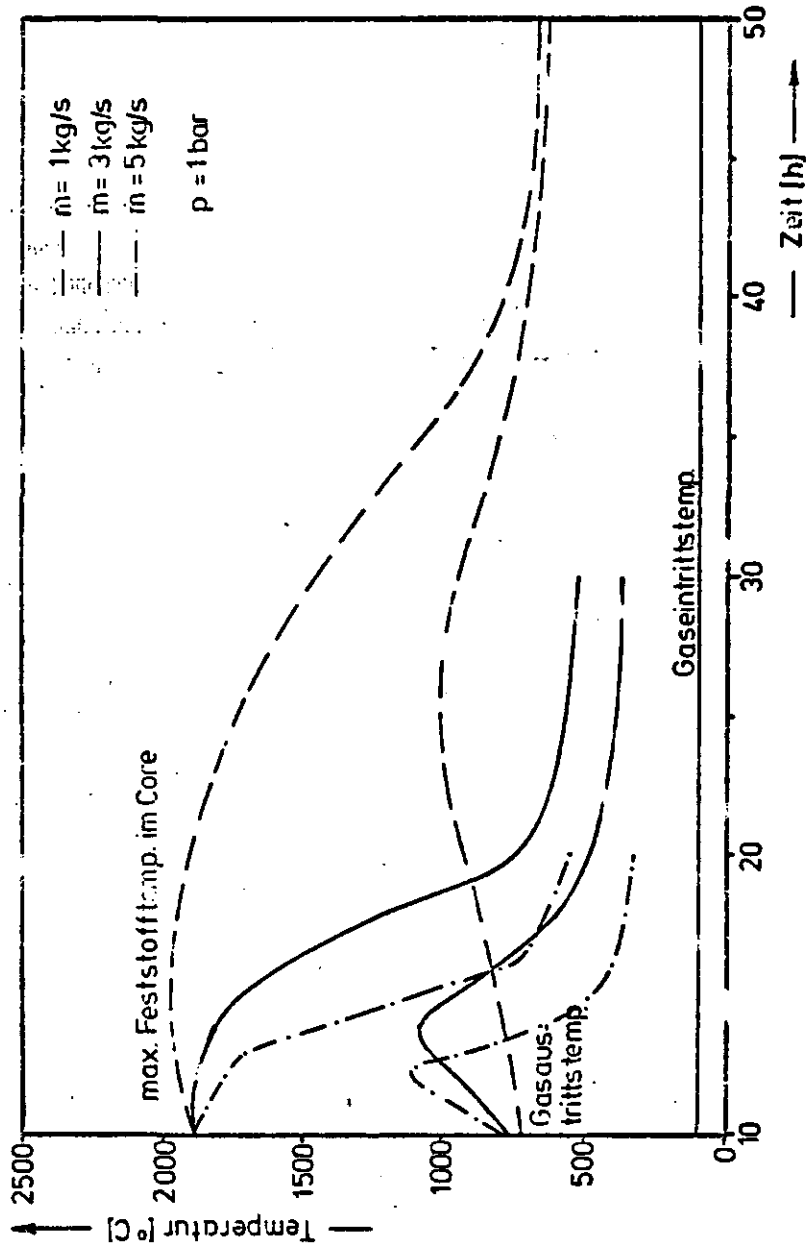


Abb. 9: Maximale Gas- und Feststofftemperaturen bei Wiedereinbetriebnahme der NWA nach 10 h

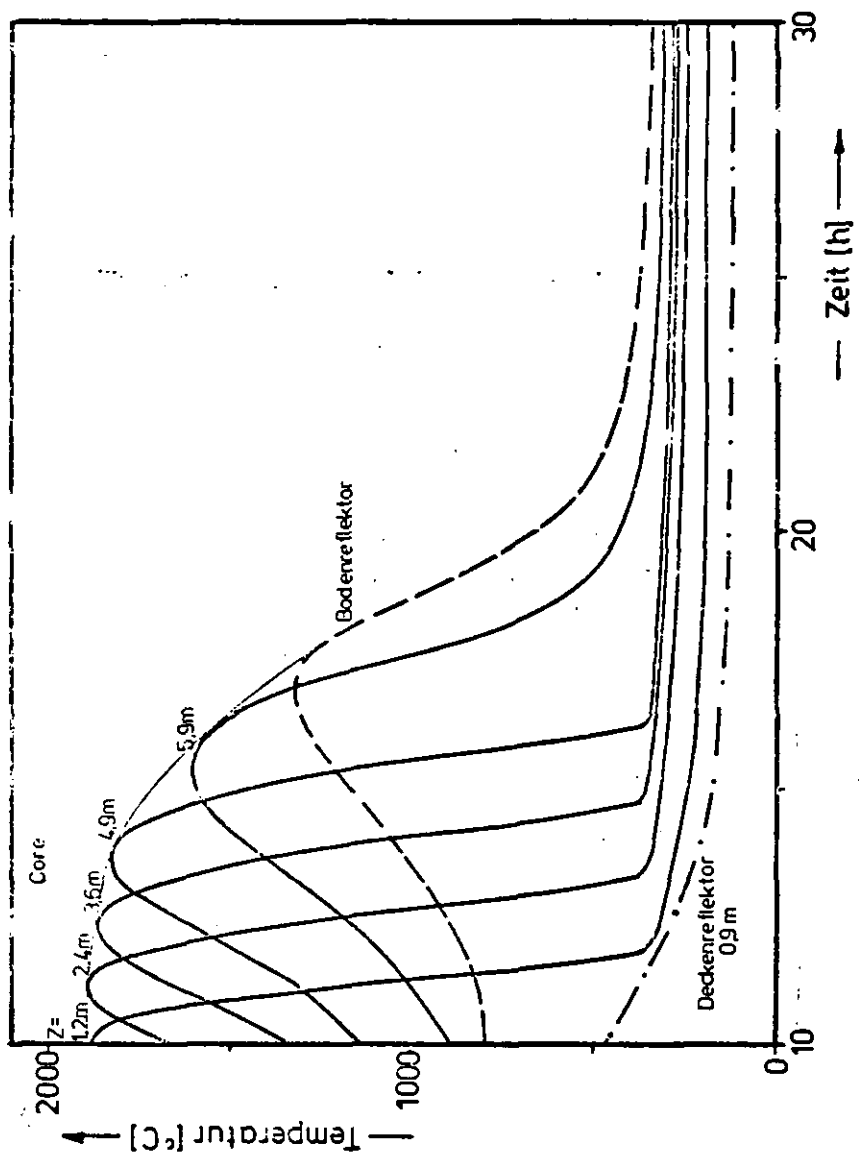


Abb. 10: Feststofftemperaturen in Coremitte bei NWA-Restart mit 3 kg/s Coredurchsatz nach 10 h

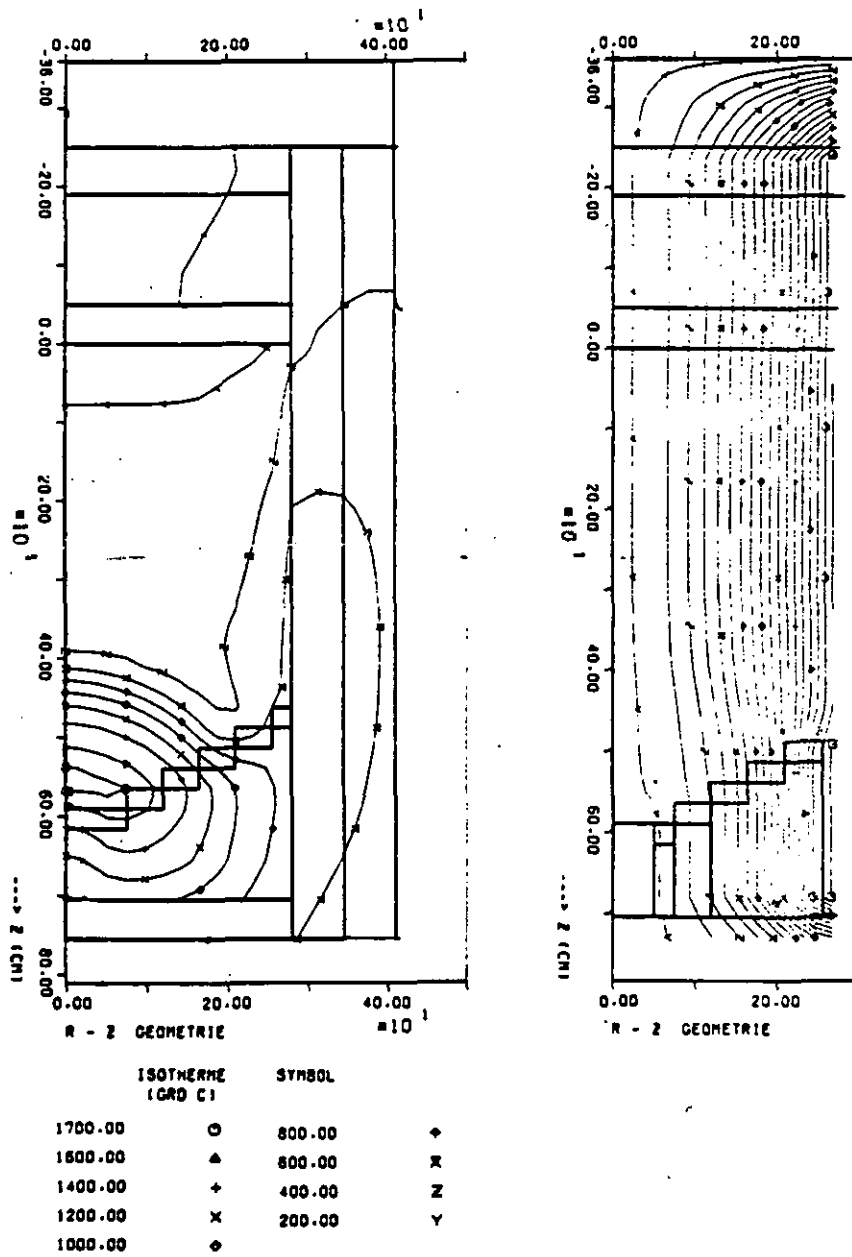


Abb. 11: Temperatur- und Strömungsfeld 5 h nach NWA-Restart mit 3 kg/s

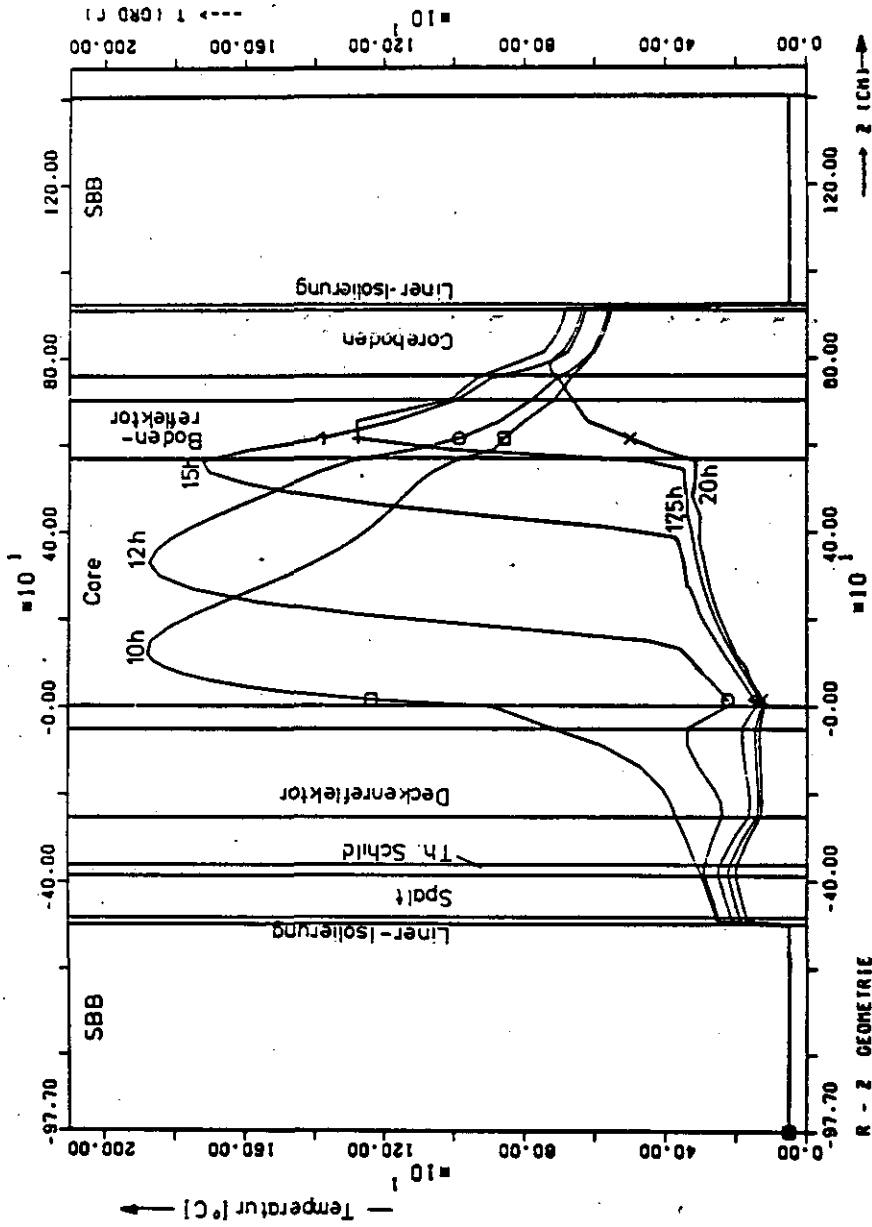


Abb. 12: Axialer Temperaturverlauf in Coremitte bei NWA-Restart mit 3 kg/s nach 10 h

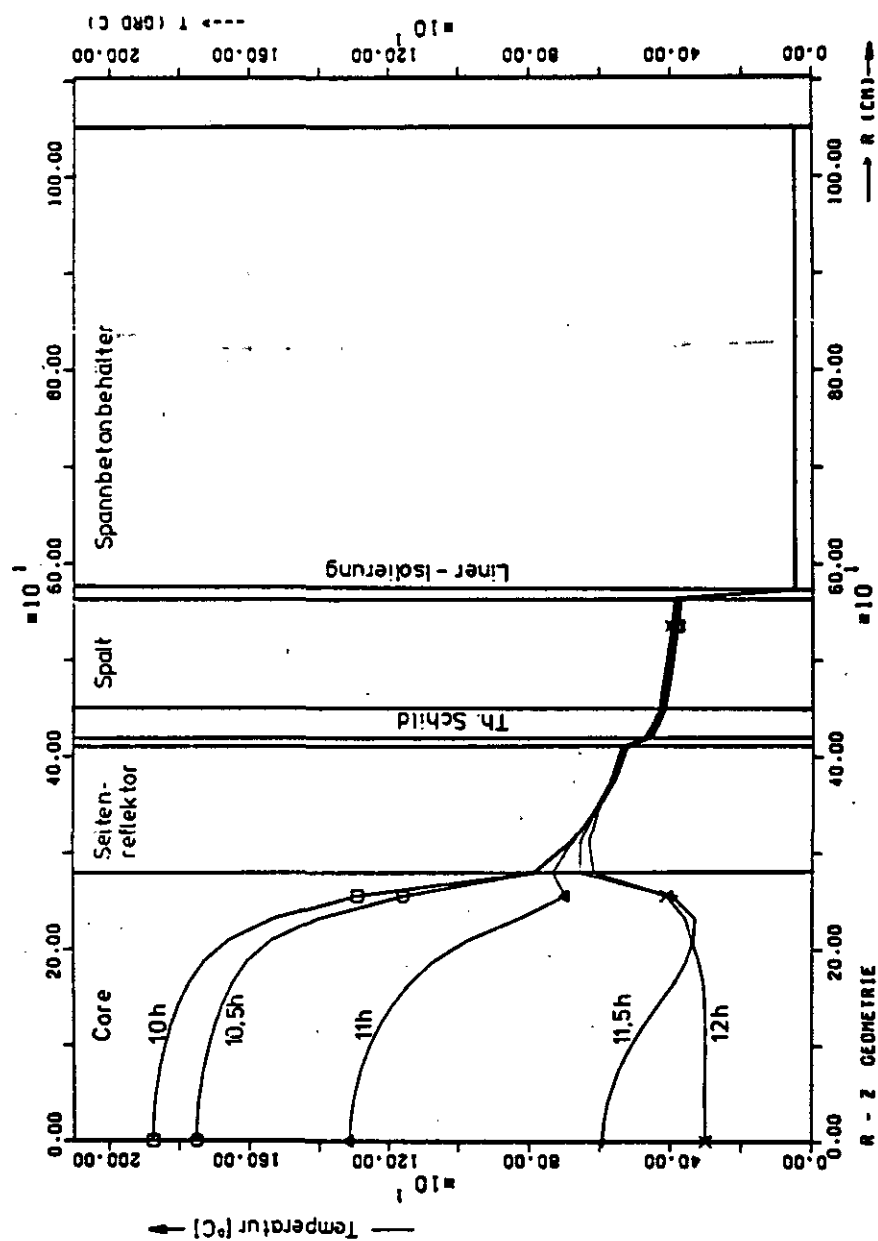


Abb. 13: Radialer Temperaturverlauf in 1,2 m Coretiefe (Temperaturmaximum nach 10 h) bei NWA Restart mit 3 kg/s nach 10 h

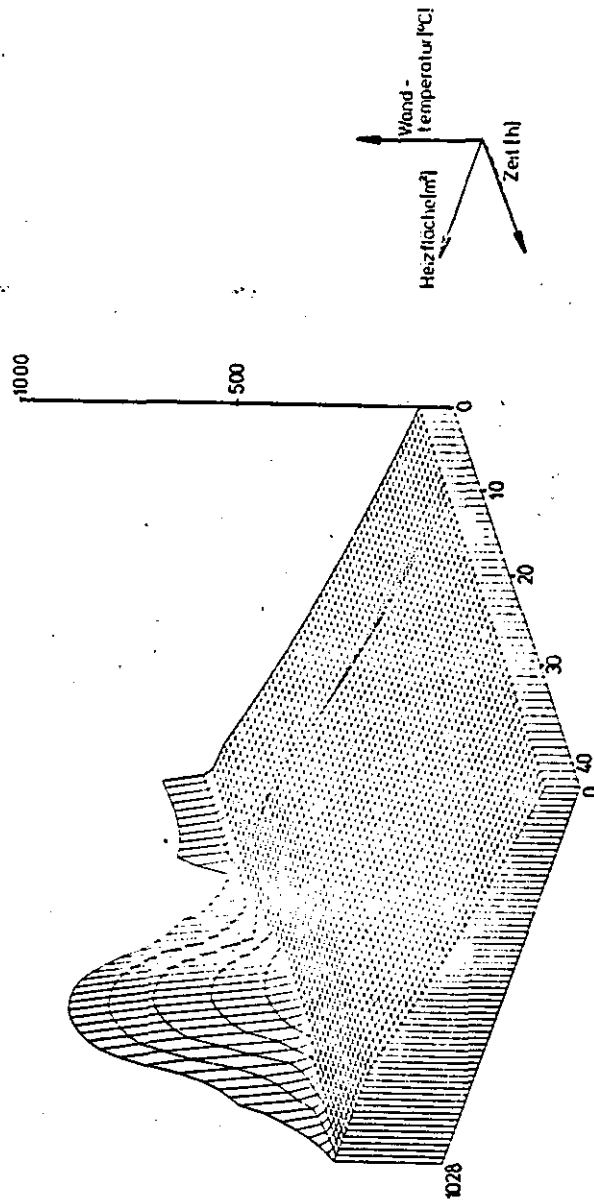


Abb. 14: Wandtemperaturen im Dampferzeuger bei um 10 h verzögerter NWA mit einem Coredurchsatz von 1 kg/s

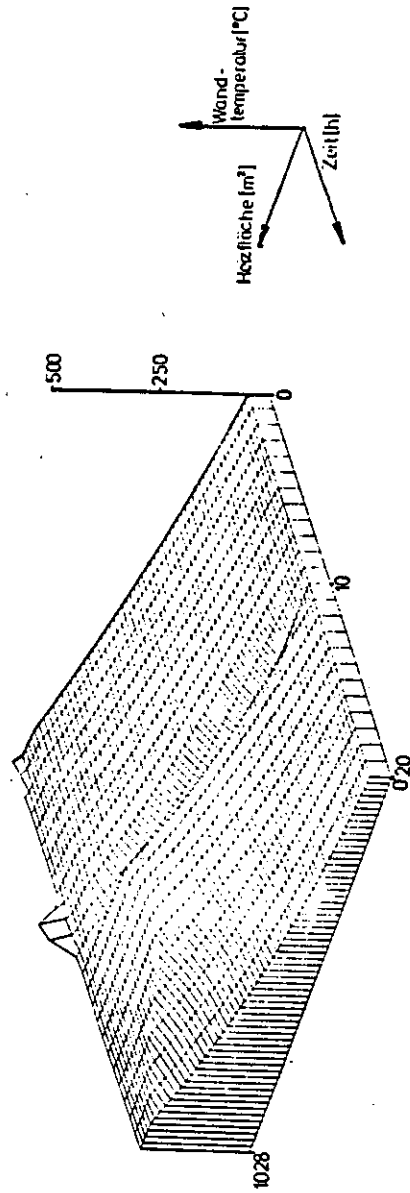


Abb. 15: Wandtemperaturen im Dampferzeuger bei um 10 h verzögerter NWA mit einem Coredurchsatz von 3 kg/s

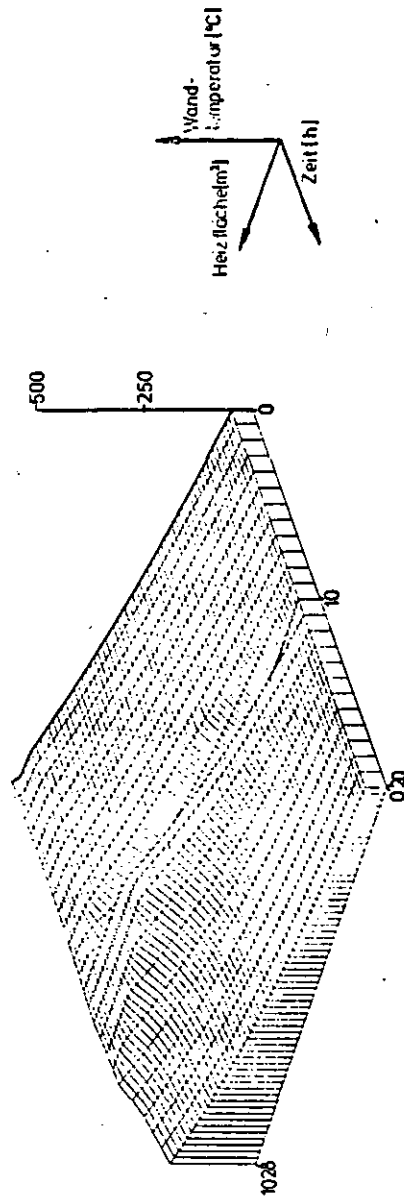


Abb. 16: Wandtemperaturen im Dampferzeuger bei um 10 h verzögerter Nachwärmeabfuhr mit einem Coredurchsatz von 5 kg/s

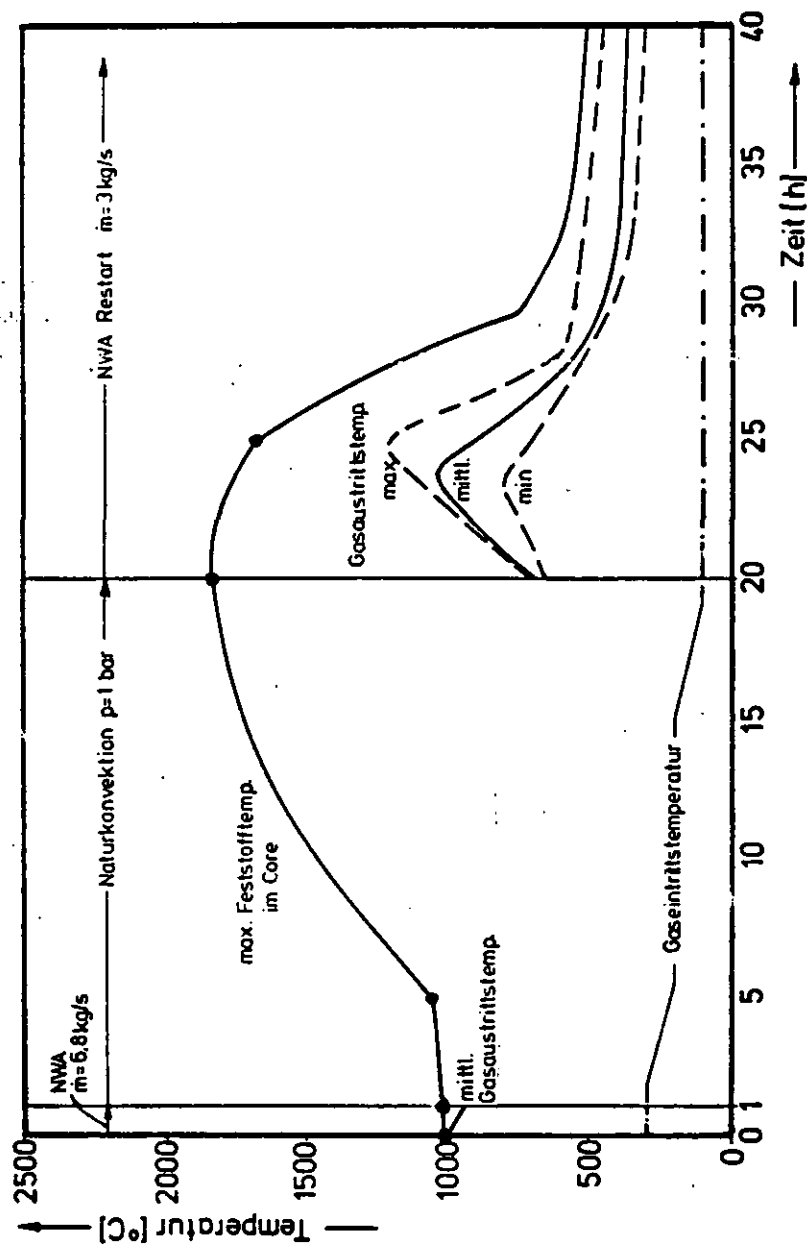


Abb. 17: Maximale Feststoff- und Gasttemperaturen im Core bei nach 1 h unterbrochener Nachwärmeabfuhr und NWA-Restart nach 20 h

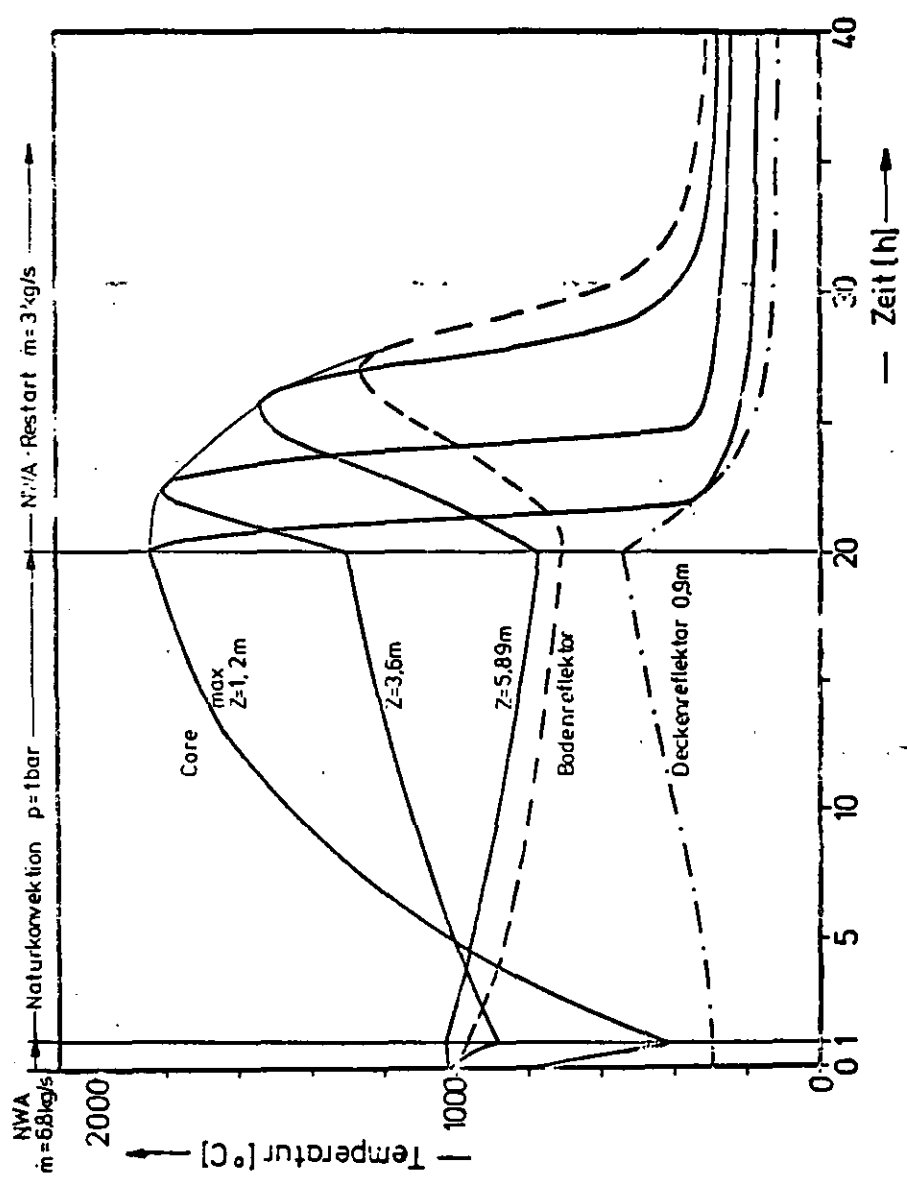


Abb. 18: Feststofftemperatur in Coremitte bei unterbrochener Nachwärmeabfuhr

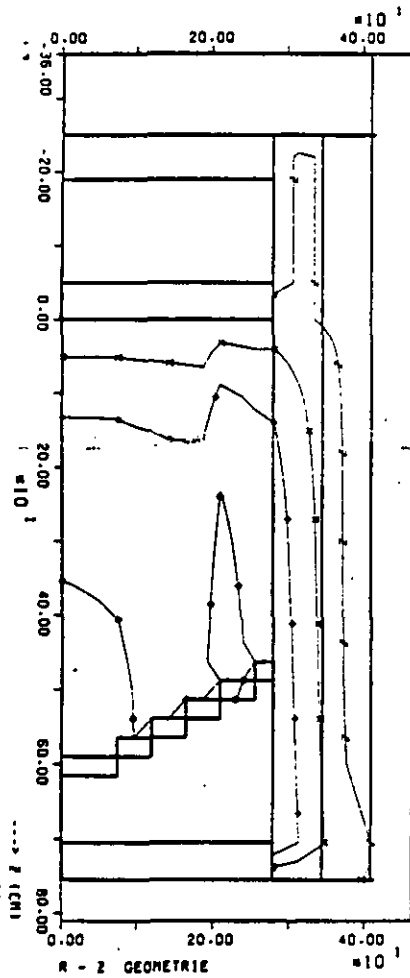


Abb. 19: Temperaturfeld
bei Normalbetrieb

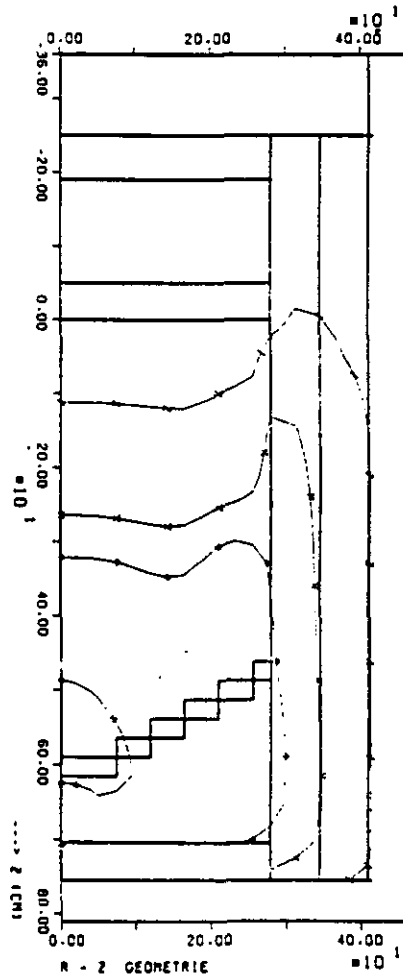
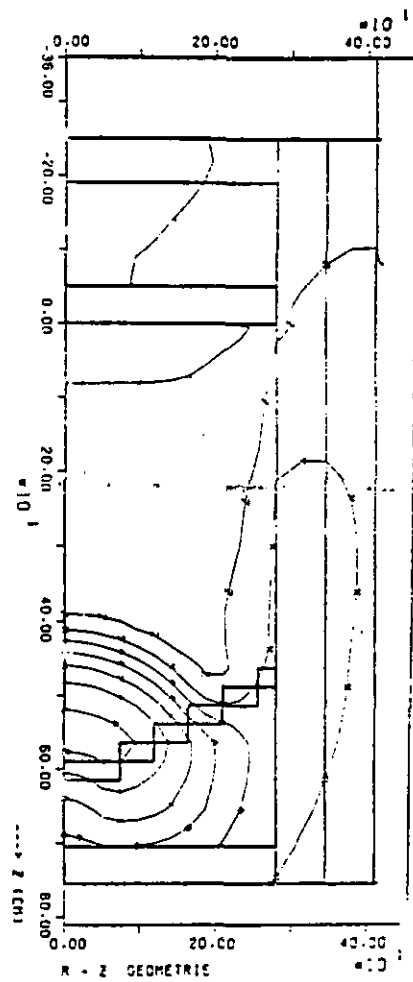
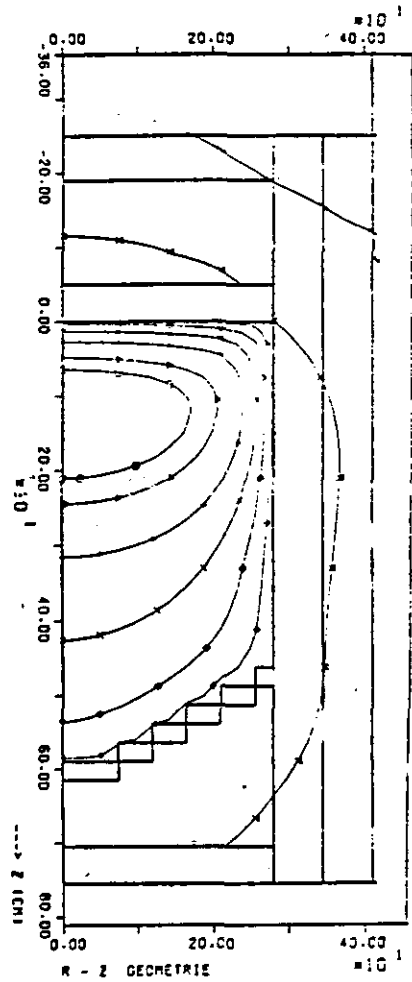


Abb. 20: Temperaturfeld nach
1 h Kühlung mit 6,8 kg/s



| ISOTHERME (GRD C) | | SYMBOL | |
|-------------------|---|--------|---|
| 1700.00 | ○ | 800.00 | + |
| 1600.00 | △ | 600.00 | x |
| 1400.00 | + | 400.00 | z |
| 1200.00 | x | 200.00 | y |
| 1000.00 | ◇ | | |

Abb. 21: Temperaturfeld nach 20 h vor Wiederaufnahme der Nachwärmeabfuhr

Abb. 22: Temperaturfeld nach 5 h Restart der NWA mit 3 kg/s

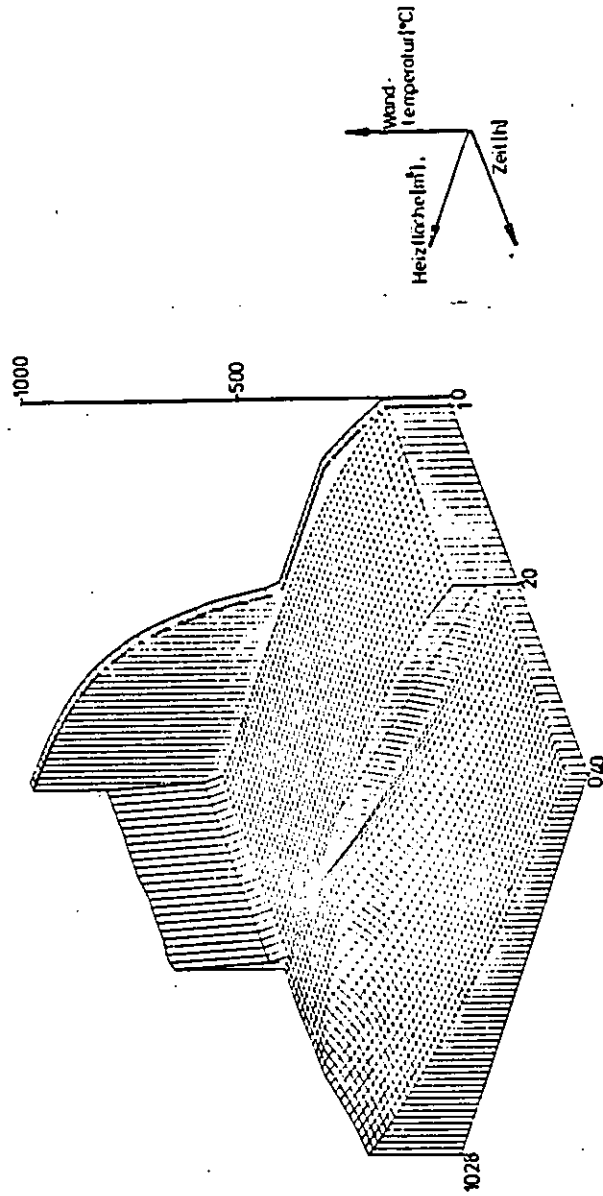


Abb. 23: Wandtemperaturen im Dampferzeuger bei unterbrochener Nachwärmeabfuhr mit anfänglicher Kühlung bis 1 h und 6,8 kg/s und NWA-Restart nach 20 h mit 3 kg/s

4. Spaltproduktfreisetzung und Spaltproduktablagerung

4.1 Spaltproduktverhalten im Core und in den Reflektoren

Bei Corekühlungsstörfällen ist vor allem eine Freisetzung der Cäsiumisotope und der gasförmigen Spaltprodukte, Krypton, Xenon und Jod, zu erwarten /11/. Die Edelgase und das Jod werden bei intakten Partikelbeschichtungen vollständig in den Partikeln zurückgehalten, erfahren aber andererseits nach einer Schädigung der Beschichtungen keine weitere Rückhaltung im Graphit. Die Freisetzung dieser Spaltprodukte ergibt sich somit unmittelbar aus dem Anteil an defekten Partikeln. Im folgenden wird daher auf die Freisetzung der gasförmigen Spaltprodukte nicht näher eingegangen.

Cäsium andererseits diffundiert bei hohen Temperaturen auch durch intakte Partikelbeschichtungen, wird aber gut durch die Sorption am Graphit zurückgehalten. Zur Ermittlung der Cäsiumfreisetzung aus dem Core sind daher aufwendigere Rechnungen erforderlich, die die verschiedenen Rückhalte-mechanismen modellieren. Dies erfolgt mittels des Rechenprogramms FRESCO. In diesem Programm wird neben der Cäsiumdiffusion aus den Brennstoffpartikeln und im Brennelementgraphit auch die Cäsiumsorption am Graphit und der Transport im Kühlgas modelliert. Außerdem wird die Cäsiumablagerung an den Decken- und Bodenreflektoren berücksichtigt.

Eine detaillierte Beschreibung dieses Rechenprogrammes findet man in /11/. Im folgenden werden nun zunächst die wesentlichen Eingabedaten aufgeführt und anschließend die damit berechnete Cäsiumfreisetzung für die in Kapitel 2 beschriebenen Corekühlungsstörfälle diskutiert (s. Tab. 2 a).

Als Eingabe benötigt das Rechenprogramm FRESCO aus vorhergehenden Abbrand- und Thermohydraulikrechnungen das Spaltproduktinventar bei Störfallbeginn, die Temperaturtransienten und die Strömungsgeschwindigkeiten. Die letzteren sind ausführlich im Kapitel 3 diskutiert und liegen den Spaltproduktrechnungen zugrunde. Die Berechnung des Spaltproduktinventars zum Störfallbeginn und dessen Verteilung im Core ergibt sich aus der Leistungsdichteverteilung und ist relativ genau. Nach den in /11/ beschriebenen Berechnungen ergeben sich für die Cäsiumisotope die in der Tab. 3 aufgelisteten Werte. Diese Tabelle

enthält auch die stabilen Isotope. Diese Isotope dürfen bei der Freisetzungsrechnung nicht vernachlässigt werden, weil in die Adsorptionsisothermen die Konzentration des chemischen Elementes eingeht, was bei nichtlinearen Adsorptionsisothermen zum Tragen kommt.

Tab. 3: Cäsiuminventar im 500 MW(th)-HTR

| Isotop | Halbwertszeit | kumulierte Spaltausbeute [%] | Inventar | | |
|-----------|------------------|------------------------------------|---------------------|-------|------|
| | | | 10^6 Ci | mol | kg |
| Cs 133 | stabil | 6,75 | - | 164 | 21,8 |
| Cs 134 | 2,06 y | - | 3,5 | 20,2 | 2,7 |
| Cs 135 | $2 \cdot 10^6$ y | 0,51 | $2,2 \cdot 10^{-6}$ | 12,4 | 1,7 |
| Cs 137 | 30,1 y | 6,26 | 1,7 | 145,7 | 20,0 |
| \sum Cs | | | 5,2 | 342,3 | 46,2 |

Ein Vergleich mit Angaben über das Spaltproduktinventar anderer Hochtemperaturreaktoren (z.B. /12, 13/) zeigt, daß diese Daten mindestens auf eine Stelle genau sind. Genauere Angaben sind für die folgenden Rechnungen nicht erforderlich, da schon in /11/ gezeigt wird, daß die Unsicherheiten der für die Spaltproduktfreisetzung erforderlichen empirischen Parameter zu wesentlich größeren Bandbreiten in den Ergebnissen führen.

Als empirische Parameter werden im FRESCO die Partikelschadensfunktion, die Diffusionskoeffizienten für Partikel und Graphit und Adsorptionsisothermen benötigt. Diese Parameter einschließlich deren Unsicherheiten werden ausführlich in /11/ dargestellt und kommentiert. Für die hier durchgeführten Rechnungen wurden davon jeweils die konservativen Daten eingesetzt, die im folgenden kurz aufgeführt werden.

Das temperaturabhängige Versagen von TRISO-Partikeln ist in der Abb. 24 dargestellt. Die darin gezeigten Meßergebnisse stammen aus /14/ und sind bei der Ausheizung von TRISO-ThO₂-Partikeln gewonnen worden, die ähnlich den Partikeln aufgebaut sind, die für den PNP-500 geplant sind (Tab. 4). Außerdem ist nach /14/ das Versagen von TRISO-Partikeln im wesentlichen eine Folge der thermischen Zersetzung der SiC-Schicht und nur geringfügig von anderen Parametern, wie z.B. Kernzusammensetzung oder Anreicherung, abhängig. Die in der Abb. 24 aufgeführten Meßergebnisse liefen daher zumindest gute Anhaltswerte für das Versagen der TRISO-Partikel im PNP-500.

Für die Rechnungen wurde die in /14/ angegebene Exponentialanpassung der Meßergebnisse verwendet. Aus der Abb. 24 wird deutlich, daß für Temperaturen unter 2000°C diese Exponentialanpassung eine erheblich höhere Versagensquote als die Messungen liefert. Bei den hier betrachteten Corekühlungsstörfällen mit verspäteter Nachwärmeabfuhr nach 10 h bleiben die Brennelementtemperaturen aber immer unter 2000°C, so daß damit äußerst konservative Ergebnisse erzielt wurden. Nur bei einer längerfristigen Coreaufheizung steigt bei etwa 5 % der Brennelemente die Temperatur auf über 2000°C an. Um konservativ zu bleiben, wurde daher bei der ungehinderten Coreaufheizung für die Partikelschadensfunktion ab 2000°C die in der Abb. 24 gezeigte obere gestrichelte Kurve eingesetzt.

Die Cäsium-Diffusionskoeffizienten für die Partikel und den Graphit sind in der Abb. 25 dargestellt. Mit diesem Diffusionskoeffizienten konnte die gemessene Cäsiumfreisetzung bei der Ausheizung einzelner Brennelemente nachgerechnet werden /11, 15/, so daß die Anwendung dieser Diffusionskoeffizienten bei Störfalltemperaturen verlässliche Ergebnisse liefert. Zu beachten ist, daß ab etwa 1600°C die SiC-Schichten defekt werden und dann eine Cäsiumrückhaltung durch diese Schicht nicht mehr erwartet werden kann. Daher wurde in den Rechnungen die Rückhaltung der SiC-Schicht bei höheren Temperaturen vernachlässigt.

Die Rückhaltung durch die Pufferschicht ist verglichen mit den anderen Schichten gering und wurde deshalb in den Rechnungen stets vernachlässigt.

Der Diffusionskoeffizient für den Graphit wird auch für den Reflektorgraphit eingesetzt, obwohl er bisher nur an Brennelementgraphit gemessen wurde. Da aber ein zu großer Diffusionskoeffizient für den Reflektorgraphit unter Umständen eine zu niedrige Cäsiumfreisetzung ergibt, wie in /11/ gezeigt wird, sind für weitere Störfallanalysen unbedingt Messungen zur Cäsiumdiffusion im Reflektorgraphit erforderlich.

Den wichtigsten empirischen Parameter hinsichtlich der Cäsiumfreisetzung stellen die Adsorptionsisothermen dar. Messungen zur Cäsiumadsorption an Graphit sind bisher nur für Temperaturen unter 1200°C veröffentlicht worden. Bei höheren Temperaturen ist man daher auf eine Extrapolation angewiesen, die naturgemäß mit großen Unsicherheiten behaftet ist. Für die hier beschriebenen Rechnungen wurde stets die in /16/ angegebenen Adsorptionsisothermen eingesetzt, die in der Abb. 26 dargestellt sind. Diese Adsorptionsisothermen liefern, verglichen mit anderen in der Literatur angegebenen Adsorptionsisothermen, den höchsten Cäsiumpartialdruck und können als konservativ bezeichnet werden /17/. Es sollten aber auf jeden Fall noch Messungen zur Cäsiumadsorption am Graphit bei Temperaturen zwischen 1000 und 2000°C durchgeführt werden.

Wie bereits erwähnt, wurden die Rechnungen mit konservativen Parametern durchgeführt, so daß die folgenden Ergebnisse die oberen Grenzen der Cäsiumfreisetzung darstellen. Auf Rechnungen mit weniger konservativen Parametern wurde verzichtet, da hier der Schwerpunkt darauf gelegt wurde aufzuzeigen, wie sich unterschiedliche Kühlungsstörfälle auf die Cäsiumfreisetzung auswirken. Dabei sollte auch der Einfluß der verzögerten Nachwärmeabfuhr gegenüber der ungehinderten Coreaufheizung aufgezeigt werden.

Als erstes Zwischenergebnis liefert die Rechnung die zeitlichen Verläufe des Partikelversagens für die betrachteten Corekühlungsstörfälle, die etwa den zeitlichen Verläufen der Edelgas- und Jodfreisetzung entsprechen /11/. Diese sind in der Abb. 27 aufgetragen. Der Partikelversagensanteil steigt bei allen Störfällen mit NWA-Ausfall in gleicher Weise an. Mit dem Einsetzen der Nachwärmeabfuhr nach 10 Stunden wird durch die Zwangskühlung eine Temperaturwelle durch das Core in Richtung Bodenreflektor geschoben. Dadurch ergibt sich bei der Nachwärmeabfuhr mit 5 kg/s oder 3 kg/s ein kurzer steiler Anstieg des Partikelversagens, der bei 1 kg/s nicht auftritt. Je nach Heliummassenstrom ist dann aber das Core nach etwa 12 bis 20 Stunden soweit abgekühlt, daß keine weiteren Partikeldefekte auftreten. Die Versagensquoten unterscheiden sich dann trotz erheblicher Unterschiede in der Kühlstärke nur noch geringfügig und liegen aber deutlich unter der Versagensquote bei einer ungehinderten Coreaufheizung. Für den Fall, daß das Core noch eine Stunde nach Störfallauslösung gekühlt wird und anschließend das Nachwärmeabfuhrsystem bis 20 Stunden ausfällt, verschiebt sich die Partikelversagenskurve um mindestens 5 Stunden und bleibt trotz des 19-stündigen Kühlausfalls noch etwas unterhalb der Versagensquoten der Fälle, in denen ein 10-stündiger Ausfall der Kühlung unterstellt wurde.

Die Cäsiumfreisetzung aus den Partikeln ist in der Abb. 28 aufgetragen. Der Anteil des freigesetzten Cäsiums ist in Abhängigkeit des Durchsatzes höher als der Partikelversagensanteil, da das Cäsium bei höheren Temperaturen hauptsächlich infolge Diffusion durch intakte Beschichtungen freigesetzt wird. Daher führt auch der kurze steile Anstieg des Partikelversagens mit dem Einsetzen der Kühlung zu keinem steilen Anstieg der Cäsiumfreisetzung und die höchste Cäsiumfreisetzung aus den Partikeln entspricht anfangs den Werten der ungehinderten Coreaufheizung.

Völlig anders verläuft die Cäsiumfreisetzung aus der Kugelschüttung und anschließend aus dem Core (Kugelschüttung mit Reflektoren), wie die Abb. 29, 30 und 31 zeigen. Infolge der geringen aufwärts gerichteten Naturkonvektionsströmung bei Ausfall der Nachwärmeabfuhr adsorbiert zunächst in allen Fällen das Cäsium, das aus den heißesten Brennelementen freigesetzt wird, noch in der Kugelschüttung an kälteren Brennelementen, so daß keine über den Normalbetrieb hinausgehende Cäsiumfreisetzung aus der Kugelschüttung zu erwarten ist. Mit dem Einsetzen des Nachwärmeabfuhrsystems steigt die abwärts gerichtete Kühlgasströmung unmittelbar stark an, während die Graphittemperaturen im unteren Corebereich relativ dazu langsam abfallen. Bei den noch hohen Temperaturen desorbiert das an der Graphitoberfläche sitzende Cäsium teilweise wieder und gelangt dann mit dem Kühlgas aus dem Core. Dadurch ergibt sich nach dem Einsetzen der Kühlung zunächst eine sehr hohe Cäsiumfreisetzungsrates, wie Abb. 32 zeigt, deren Maximum je nach Massendurchsatz bei 1 bis 8 Stunden nach dem Beginn der Kühlung liegt. Diese Freisetzungsrates sind wegen der größeren Kühlgasgeschwindigkeiten erheblich höher als bei der ungehinderten Coreaufheizung, so daß kurzfristig die Cäsiumfreisetzung aus dem Core bei der verzögerten Nachwärmeabfuhr deutlich oberhalb der bei einer ungehinderten Coreaufheizung liegt.

Diese Unterschiede sind vor allem hinsichtlich der Cäsiumfreisetzung aus dem Core von Bedeutung:

Hinsichtlich der Freisetzung aus der Kugelschüttung wird auch bei einer ungehinderten Coreaufheizung nach etwa 12 Stunden Cäsium in großem Maße freigesetzt, das hauptsächlich aus den heißesten Brennelementen in der mittleren oberen Coreregion stammt. Bei kleinen Strömungsgeschwindigkeiten im Deckenreflektor, wie sie bei der ungehinderten Coreaufheizung mit aufwärts gerichteter Naturkonvektion vorliegen, wird dort ein Großteil des Cäsiums wieder

abgelagert (Abb. 33), so daß die Freisetzung aus dem Core nur langsam ansteigt. Allerdings ist zu beachten, daß bei einer ungehinderten Coreaufheizung die Cäsiumfreisetzungsrates nach etwa 6 Tagen ihr Maximum erreicht, aber auch nach 10 Tagen noch Cäsium in erheblicher Menge freigesetzt wird.

Bei den Corekühlungsstörfällen mit verzögerter Nachwärmeabfuhr wird dagegen infolge der abwärts gerichteten Zwangskonvektion das aus den Brennelementen freigesetzte Cäsium durch den Bodenreflektor transportiert. Die Strömungsgeschwindigkeit ist dann aber so groß, daß nur ein kleiner Teil des Cäsiums sich dort am Graphit ablagert (Abb. 34). Bei einem Heliumstrom von 5 kg/s liegt die im Bodenreflektor abgelagerte Cäsiummenge noch unter 10^{-4} des Inventars und ist daher in Abb. 34 nicht dargestellt. Außerdem wird durch den einsetzenden abwärts gerichteten Kühlgasstrom der Bodenreflektor zunächst weiter aufgeheizt, so daß je nach Heliummassenstrom in 3 bis 8 Stunden nach Einsatz der Nachwärmeabfuhr das Cäsiuminventar im Bodenreflektor wieder abgebaut wird. Erst nach 10 bis 20 Stunden ist dann der Bodenreflektor soweit abgekühlt, daß keine weitere Desorption des dort abgelagerten Cäsiums stattfindet.

Tab. 4: Daten der in /14/ ausgeheizten TRISO-Partikel

| Partikel- bezeichnung | Kern | | | Beschichtungsdicken (µm) | | | | Bestrahlungsdaten | | |
|-----------------------------------|-----------------------|-------------------|-----------------|--------------------------|-----|-----|-----|--------------------|---|---------------------|
| | Material | Dichte (g/cm³) | Durchm. (µm) | Puffer | PyC | SiC | PyC | Temperatur (°C) | Schnelle Neutronen- dosis (10 ²¹ n/cm²) | Abbrand (% fima) |
| 0 - 10 | (8Th,U)O ₂ | 9,70 | 403 | 80 | 32 | 32 | 36 | 700 | 5 | 7,1 |
| 0 - 20 | (8Th,U)O ₂ | 9,70 | 397 | 78 | 27 | 31 | 41 | 700 | 5 | 7,1 |
| 1 - 10 | (8Th,U)O ₂ | 9,77 | 491 | 87 | 30 | 28 | 41 | 700 | 5 | 7,1 |
| 1 - 20 | (8Th,U)O ₂ | 9,77 | 496 | 90 | 32 | 28 | 39 | 700 | 5 | 7,1 |
| 14 - 2 | ThO ₂ | 9,90 | 512 | 54 | 36 | 38 | 48 | < 1000 | 4,4 | 2,3 |
| 14 - 4 | ThO ₂ | 9,90 | 512 | 54 | 36 | 38 | 48 | < 1000 | 6,3 | 7,1 |
| Partikel für PNP-500 s. /4/ | UO ₂ | 10,9 | 500 | 90 | 40 | 35 | 35 | max. 1000 | max. 3,5 | mittl. 13 |

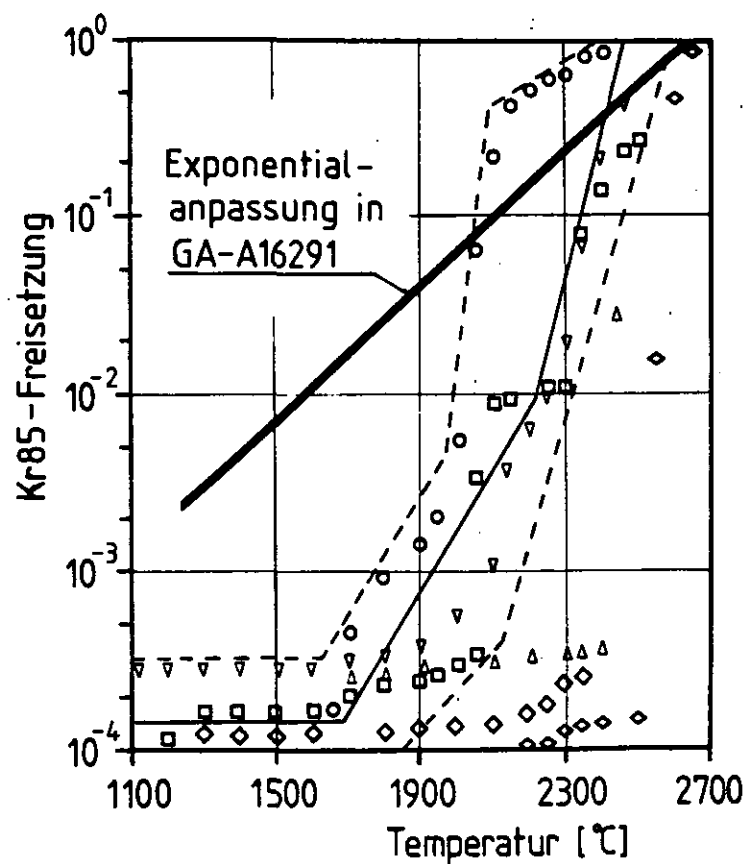


Abb. 24: Kr85-Freisetzung bei Ausheizung von TRISO-Partikeln
(Meßwerte aus /14/)

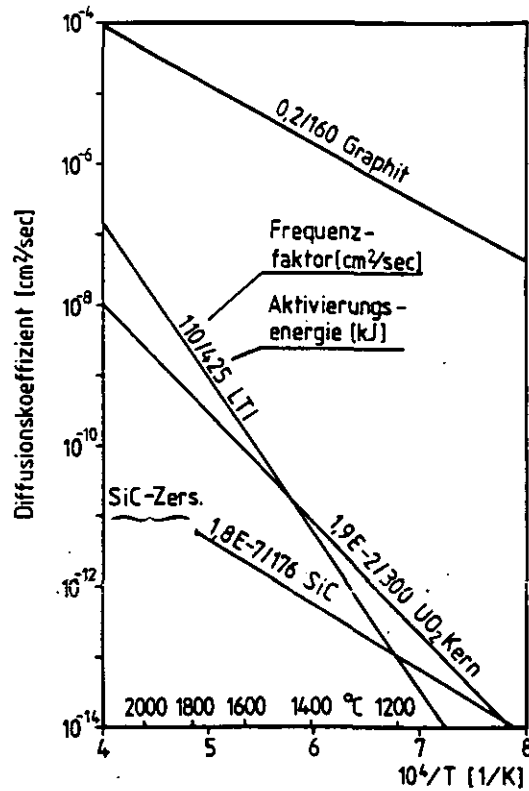


Abb. 25: In den Rechnungen verwendete Cäsium-Diffusionskoeffizienten für die Partikel und den Graphit

$$\ln p = \begin{cases} 4,9 - 34600/T + \ln c & c < 10,5 \mu\text{g/g}_{\text{Gr}} \\ 6,7 - 39000/T + (0,235 + 1870/T) \cdot \ln c & c > 10,5 \mu\text{g/g}_{\text{Gr}} \end{cases}$$

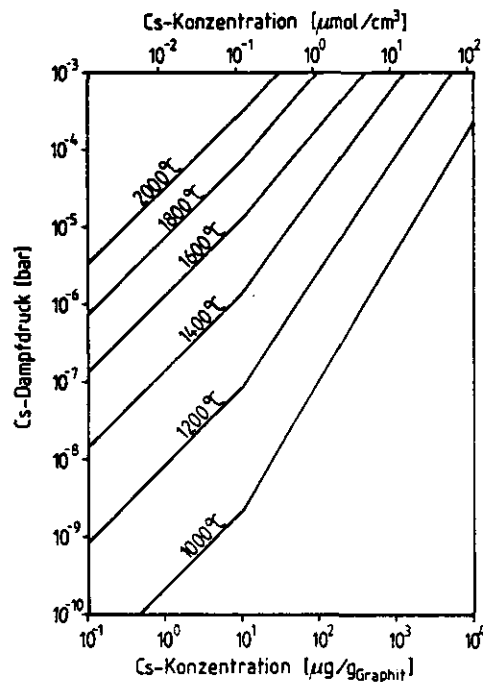


Abb. 26: In den Rechnungen verwendete Adsorptionsisothermen für Cäsium am Graphit (aus /16/)

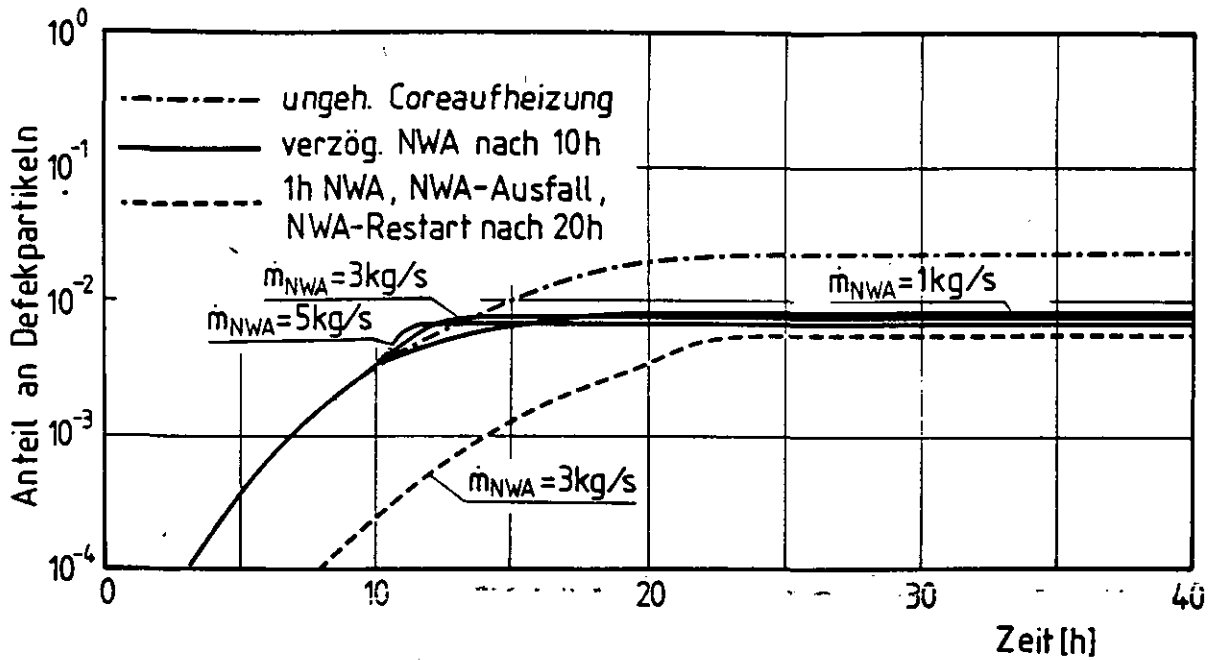


Abb. 27: Anteil an Defektpartikeln im 500 MW(th)-HTR bei Corekühlungsstörfällen

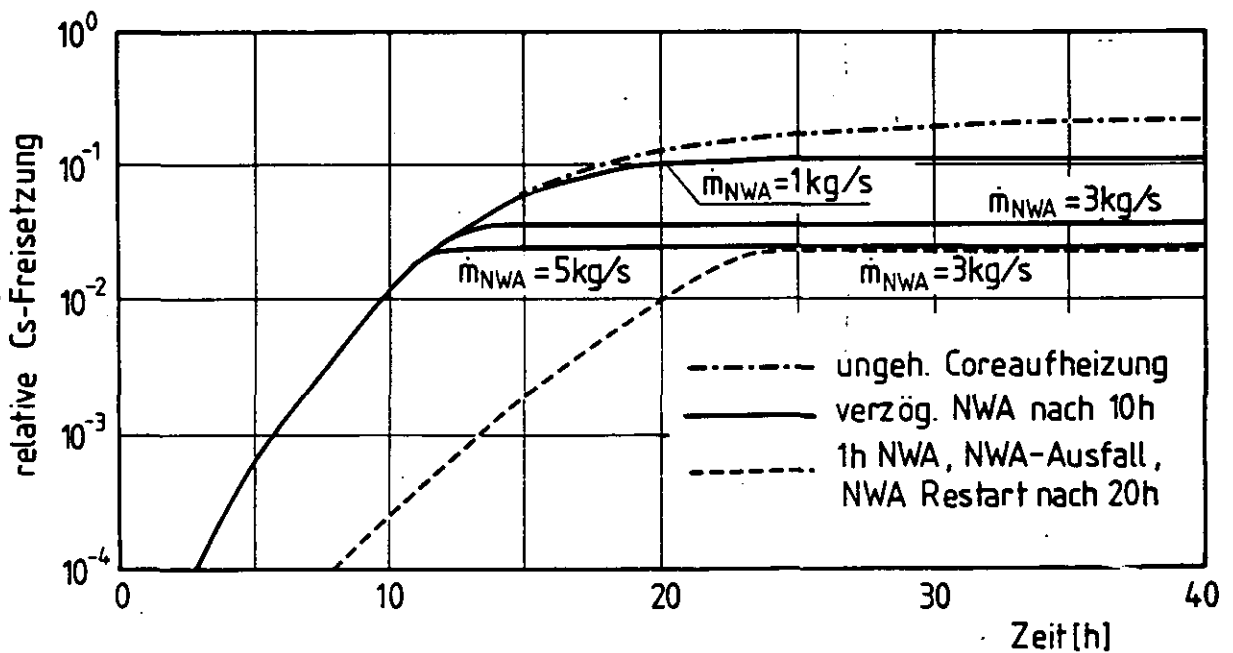


Abb. 28: Cäsium-Freisetzung aus den Partikeln eines 500 MW(th)-HTR bei Corekühlungsstörfällen

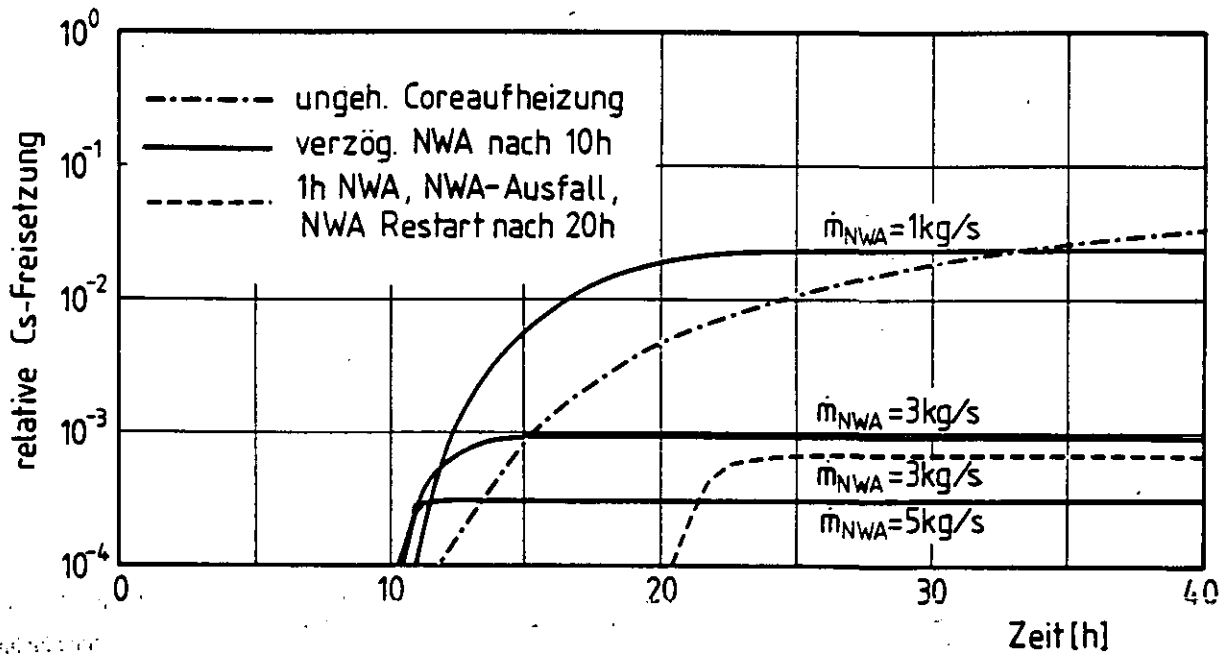


Abb. 29: Cäsium-Freisetzung aus der Kugelschüttung eines 500 MW(th)-HTR bei Corekühlungsstörfällen

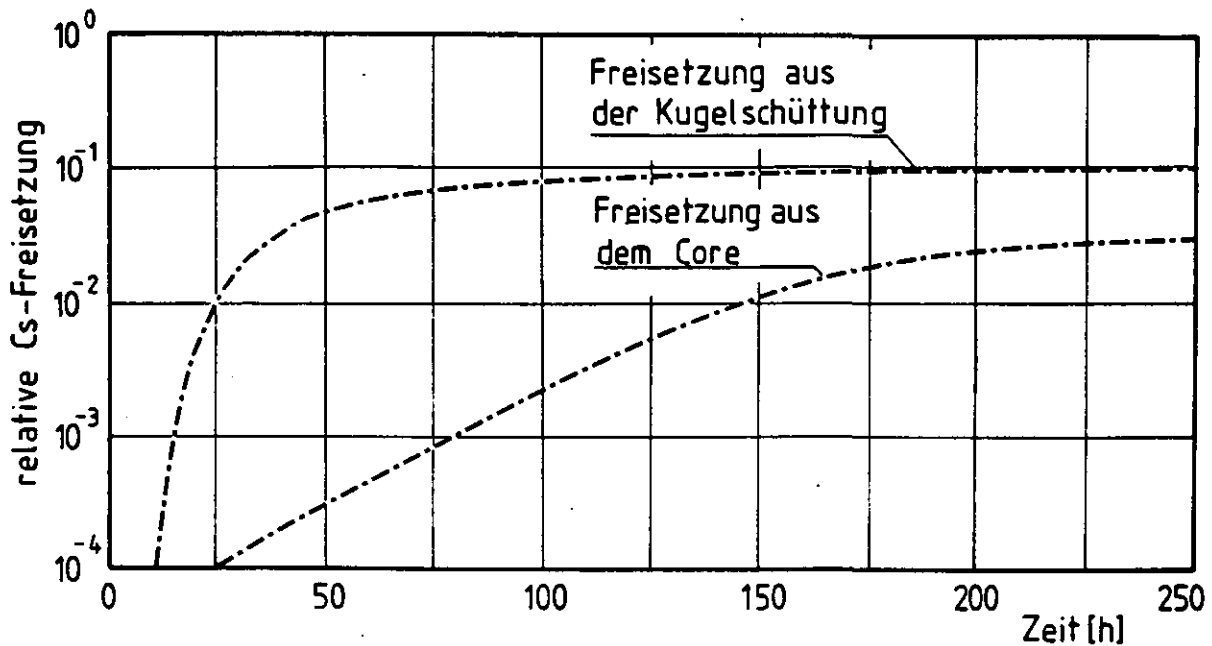


Abb. 30: Cäsium-Freisetzung aus der Kugelschüttung und aus dem Core eines 500 MW(th)-HTR bei ungehinderter Coreaufheizung

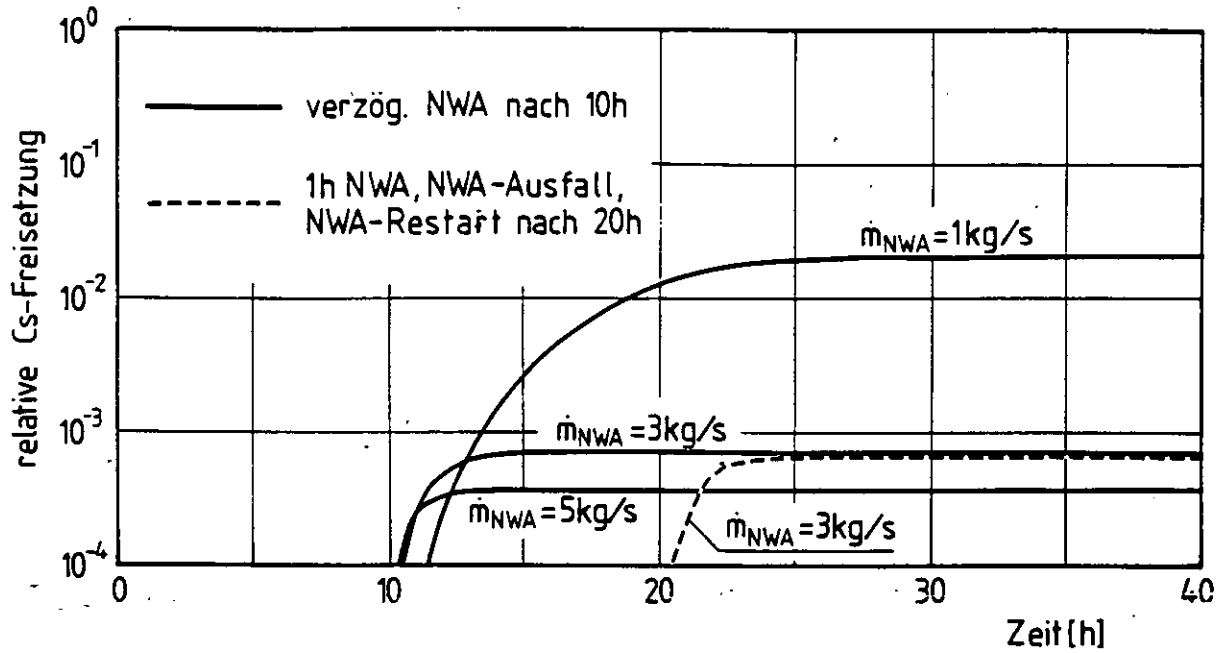


Abb. 31: Cäsium-Freisetzung aus dem Core eines 500 MW(th)-HTR bei Corekühlungsstörfällen

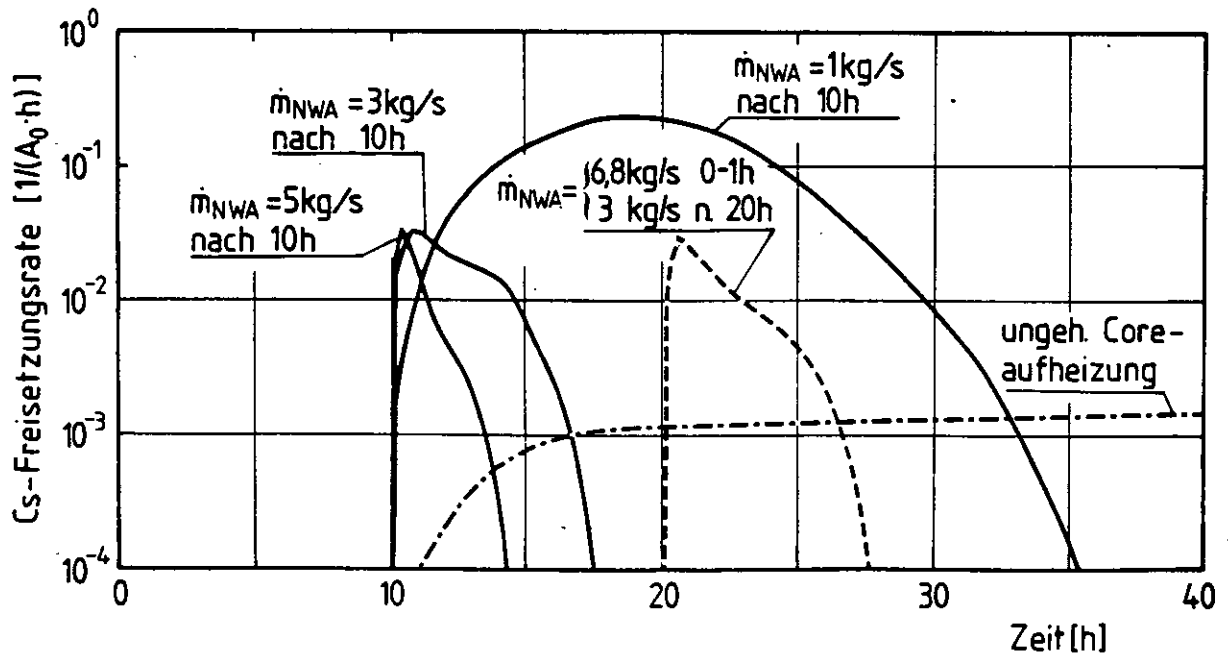


Abb. 32: Auf dem Normalbetriebswert bezogene Cäsium-Freisetzungs-raten aus dem Core eines 500 MW(th)-HTR bei Corekühlungsstörfällen

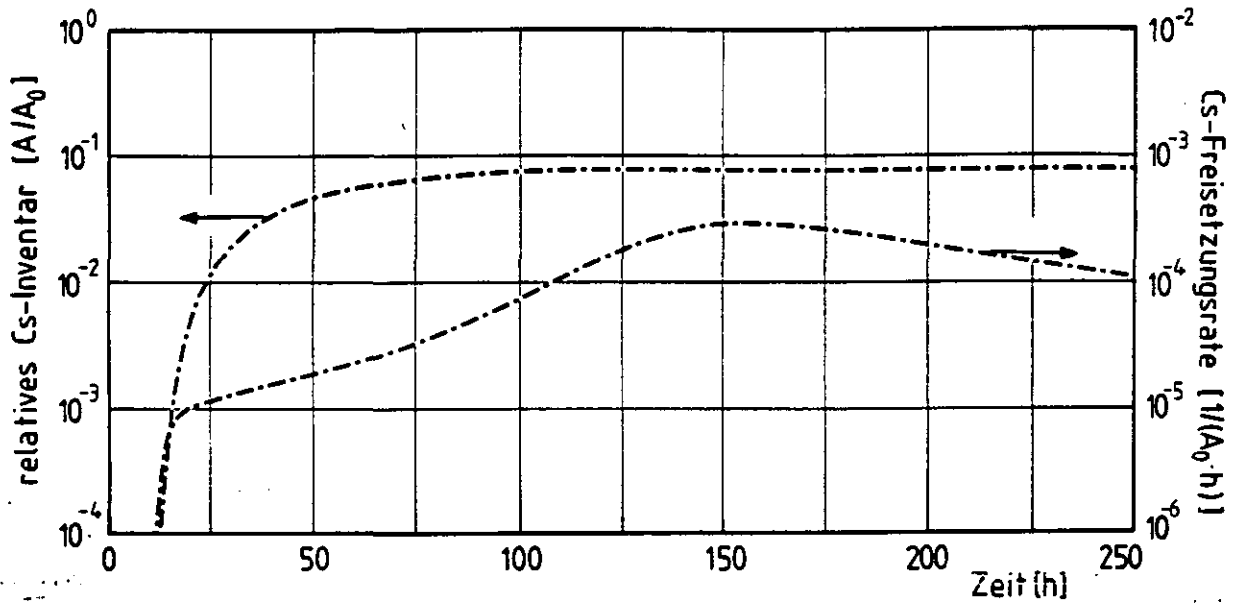


Abb. 33: Cäsium-Inventar im Deckenreflektor und Cäsium-Freisetzungsrate aus dem Core eines 500 MW(th)-HTR bei ungehinderter Coreaufheizung

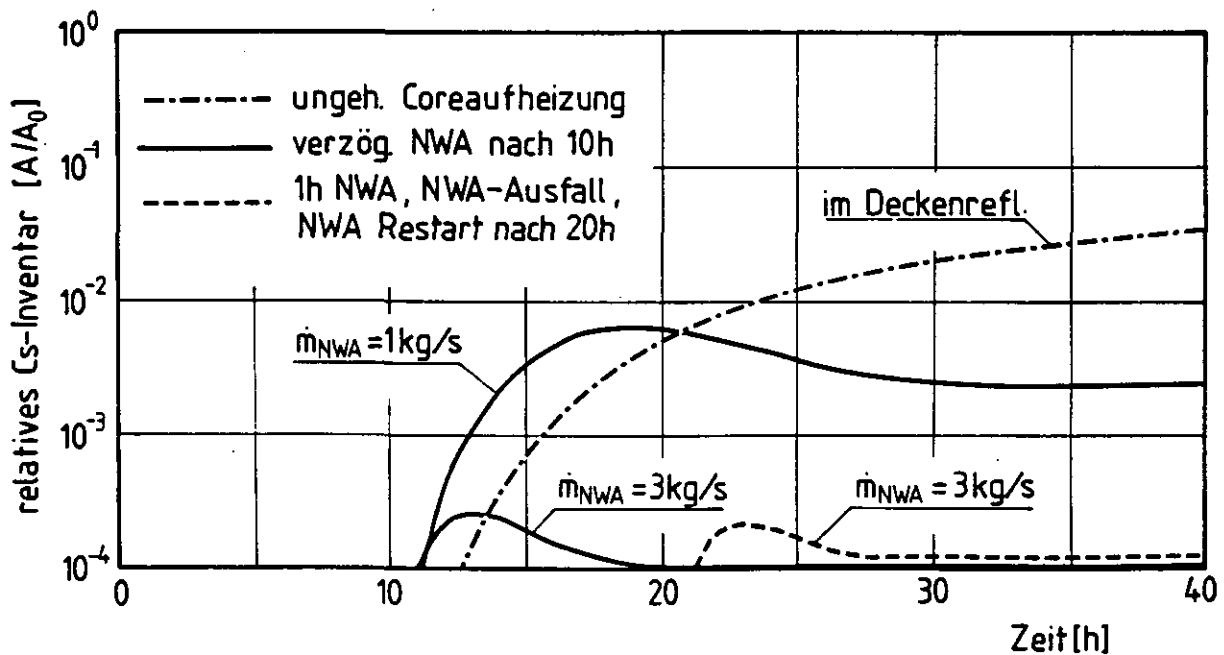


Abb. 34: Cäsium-Inventar im Boden- bzw. Deckenreflektor eines 500 MW(th)-HTR bei Corekühlungsstörfällen

4.2 Spaltproduktablagerung im Wärmetauscher

Eine Untersuchung über die Ablagerung von Spaltprodukten, die durch das Kühlgas nach dem Start des Nachwärmeabfuhrsystems in den Primärkreis und damit in den Wärmetauscher transportiert werden, sollte alle Spaltproduktsorten berücksichtigen, da es wahrscheinlich nicht unwesentliche Wechselwirkungen zwischen den verschiedenen Spaltprodukten gibt. Andererseits existieren nur für Cäsium hinreichend zuverlässige Modellvorstellungen für den Ablagerungsmechanismus und dementsprechend sind auch nur für Cäsium die erforderlichen Daten verfügbar, um die Ablagerung zu beschreiben /18/, /19/, /20/, /21/. Während das Ablagerungsverhalten von Jod in letzter Zeit zunehmend untersucht wird /22/, /23/, /24/, ist über die zu erwartenden Wechselwirkungen zwischen den Spaltprodukten nichts bekannt.

Aus diesen Gründen muß sich die Diskussion der Spaltproduktablagerung im Rahmen dieser Arbeit auf die Ablagerung von Cäsium beschränken. Um trotz dieser Problematik zu konservativen Aussagen zu gelangen, wird unterstellt, daß die Cäsiumablagerung durch die übrigen Spaltprodukte behindert wird. Deshalb wird angenommen, daß die effektive Fläche, die für die Ablagerung des Cäsiums zur Verfügung steht, erheblich kleiner als die tatsächliche Oberfläche der Wärmetauscher ist. Dazu wird eine effektive Rauigkeit K_{eff} definiert:

$$K_{\text{eff}} = \frac{\text{effektive Fläche für die Ablagerung von Cäsium}}{\text{geometrische Oberfläche der Wärmetauscher}}$$

Während die Rauigkeit K (Verhältnis aus tatsächlicher und geometrischer Oberfläche der Wärmetauscher) erheblich größer als 1 geschätzt wird, wird für die vorliegenden Ablagerungsrechnungen i.a. gewählt:

$$K_{\text{eff}} = 1$$

Nur in Rechnungen, die den Einfluß von K_{eff} demonstrieren sollen, wird $K_{\text{eff}} \neq 1$ gewählt.

Das Verhalten von Cäsium im Dampferzeuger wird durch Konvektion der Cäsium-Atome in Verbindung mit der Sorption an den metallischen Wänden beschrieben. Vorbereitende Abschätzungen zeigen,

- daß Kondensationseffekte nicht berücksichtigt werden müssen, da der Cäsiumpartialdruck stets unter dem Dampfdruck von Cäsium liegt,
- daß die Diffusion von Cäsium in die Wandmaterialien hinein in den relevanten Zeiträumen (einige zehn Stunden) keine Rolle spielt.

Das Cäsiumverhalten wird dann durch folgende Gleichungen simuliert:

$$\frac{\partial n(x, t)}{\partial t} = h \frac{A}{V} (n - n_w) - \frac{\partial}{\partial x} (v(x, t) \cdot n(x, t))$$

$$\frac{\partial \sigma(x, t)}{\partial t} = - \theta(\sigma) \sigma + \alpha^* n_w(x, t) M_0^{-1}$$

$$- h (n - n_w) = \theta(\sigma) \sigma M_0 - \alpha^* n_w(x, t)$$

mit:

| | |
|------------|---|
| n | Cäsiumkonzentration im Kühlgas |
| n_w | Cäsiumkonzentration unmittelbar über der Wand |
| v | Gasgeschwindigkeit |
| σ | Bedeckungsgrad |
| θ | material- und bedeckungsgradabhängige Desorptionskonstante |
| M_0 | Anzahl der Atome Adsorbat für $\sigma = 1$ je cm^2 effektiver Fläche ($4,8 \cdot 10^{14}$ Atome cm^{-2} bei $K_{\text{eff}} = 1$) |
| α^* | Produkt aus Haftkoeffizient und mittlerer Auftreffgeschwindigkeit |

| | |
|---|---|
| h | Stoffübergangskoeffizient |
| A | geometrische Oberfläche aller Dampferzeugerrohre je Längeneinheit |
| V | Gasvolumen im Kühlgas je Längeneinheit |

Details des Modells PLATO und seiner Realisierung sind in /20/ beschrieben.

Das Modell enthält neben der effektiven Fläche, die über den Wert M_0 einfließt, eine Sorptionsenergie Q als charakteristische Größe für das Ablagerungsverhalten. Sie geht in die Desorptionskonstante θ ein. Diese Sorptionsenergie wird in der Modellierung während des Störfalls nicht variiert. Um einen Eindruck zu bekommen, inwieweit das Ablagerungsverhalten von Q abhängt, sind die Rechnungen für zwei typische Werte durchgeführt worden /18/.

In allen untersuchten Fällen (s. Tab. 2 a) zeigt sich nach dem verzögerten Starten der Nachwärmeabfuhrsysteme ein schneller Anstieg des Bedeckungsgrades (Abb. 35 bis 43).

Die Abb. 43 zeigt, daß während der verzögerten Nachwärmeabfuhr bei DE-Materialien mit 45 kcal/mol die Spaltproduktbedeckung bis zu 10 mal so hoch ist wie im Normalbetrieb, während bei Wandmaterialien mit 85 kcal/mol die Spaltproduktbedeckung nur um einen Faktor 2 größer ist. Die Spaltproduktbedeckung ist in beiden Fällen vom Kühlgasmassenstrom bzw. Kühlmittelgeschwindigkeiten weitgehend unabhängig.

Nach dem Passieren des Dampferzeugers wird der Spaltproduktstrom vorübergehend vermindert (Abb. 44, 45, 46, 47). Die Wirksamkeit dieses Effektes hängt unmittelbar von der effektiven Ablagerungsfläche ab (Abb. 47), d.h. genauer gesagt, von der Anzahl noch unbesetzter Plätze auf der Wandoberfläche. Während die Cäsiumrückhaltung für effektive Ablagerungsflächen von der Größenordnung der geometrischen Oberfläche (K_{eff} : 1 bis 10) nur zu einer geringen Verminderung der Spaltproduktfreisetzung führt, ergeben Ablagerungsflächen, die $K_{eff} \geq 10^3$ entsprechen, eine drastische Verminderung des Cäsiumstroms. Solch hohe K_{eff} -Werte erscheinen jedoch für Metalle nur wenig wahrscheinlich /25/.

Soweit auf den Dampferzeugerwänden während des Störfalls mehr Cäsium abgelagert wird als der Bedeckung unter Normalbetriebs-Gleichgewichts-verhältnissen entspricht - dies ist bei niedrigen K_{eff} stets der Fall - wird diese übermäßige Bedeckung abgebaut, sobald das Spaltproduktangebot aus dem Core zurückgeht. Dies führt dazu, daß ab einem gewissen Zeitpunkt der Cäsiumstrom nach Verlassen des Dampferzeugers deutlich höher ist als die Freisetzung aus dem Core (Abb. 44, 45, 46, 47). Die Zeitpunkte liegen bei der verzögerten NWA mit 1 kg/s bei 34 h, 3 kg/s bei 17 h, 5 kg/s bei 14 h und mit Vorkühlung des Cores bei 28 h (Fall 1 bis 4).

Dieser Effekt hängt von der Sorptionsenergie und vom K_{eff} ab. Er führt dazu, daß der Cäsiumstrom hinter dem Dampferzeuger erheblich über dem Normalbetriebsgleichgewichtsstrom liegt, selbst wenn die Freisetzungsrates aus dem Core deutlich unter die Normalbetriebsfreisetzungsrates abgefallen ist. Erst bei großen K_{eff} -Werten ist dieses Problem vernachlässigbar.

Für weiterführende Untersuchungen wird es notwendig sein, statt des Konzepts der effektiven Flächen das Spaltproduktverhalten der übrigen Spaltprodukte und die Wechselwirkung der Spaltprodukte untereinander zu modellieren; eine genauere Kenntnis der tatsächlichen Dampferzeugeroberflächen erscheint darüber hinaus wesentlich.

Die Untersuchung zeigt im Rahmen des hier verwendeten Modells für alle betrachteten Fälle, daß bei den zu erwartenden K_{eff} -Werten (Größenordnung 1 bis 10) mit einer nennenswerten Cäsium-Rückhaltung im Dampferzeuger bei Coreaufheizstörfällen mit verzögerter Nachwärmeabfuhr nicht gerechnet werden kann. Der Einsatz von Wandmaterialien mit K_{eff} -Werten von der Größenordnung 1000 und mehr würde diese Situation jedoch völlig ändern und der Dampferzeuger würde eine effektive Cäsiumsenke darstellen.

4.3 Diskussion der Auswirkungen

Insgesamt ergeben die Spaltproduktrechnungen folgende Aussagen:

- Selbst bei einer um 10 Stunden verzögerten Nachwärmeabfuhr kann der Anteil an Defektpartikeln und damit die Edelgas- und Jodfreisetzung unter 1 % des Kerninventars gehalten werden. Ebenso wird die Cäsiumfreisetzung durch die Abkühlung des Cores begrenzt. Es ist aber zu beachten, daß nach dem verzögerten Einsetzen der Nachwärmeabfuhr infolge der Strömungsgeschwindigkeiten und der auftretenden Temperaturtransienten eine hohe Cäsiumfreisetzung verursacht wird, die deutlich über der Cäsiumfreisetzung bei der ungehinderten Coreaufheizung liegt. Dieser Effekt wird besonders deutlich bei der Corekühlung mit geringem Heliummassenstrom, weil dann die Brennelementtemperaturen nur langsam absinken und die Kühlgasgeschwindigkeiten aber bereits erheblich größer als bei einer Naturkonvektion sind. Langfristig ergibt sich natürlich die höchste Cäsiumfreisetzung bei der ungehinderten Coreaufheizung, da dann auch nach mehreren Tagen noch Cäsium freigesetzt wird, während auch bei einer Kühlung mit nur 1 kg/s das Core nach etwa 35 Stunden soweit abgekühlt ist, daß keine weitere Cäsiumfreisetzung mehr stattfindet.

Weiterhin zeigen die Rechnungen, daß, wenn die Nachwärmeabfuhr erst eine Stunde nach Reaktorabschaltung ausfällt, der Beginn der Spaltproduktfreisetzung um mindestens 5 Stunden verzögert wird. Die Spaltproduktfreisetzung steigt dann erst nach etwa 20-stündigem Ausfall der Nachwärmeabfuhr so hoch, wie bei einem 10-stündigen Ausfall der NWA-Systeme ohne Vorkühlung des Cores.

- Die Spaltproduktrückhaltung im Dampferzeuger zeigt sich im Vergleich des aus dem Core freigesetzten Cäsium-Strom mit dem Cäsium-Strom nach Passieren des Dampferzeuges:
Eine Verminderung des Cäsium-Stroms ist z.B. bei Kühlung mit 3 kg/s zwischen 11 und 18 Stunden erkennbar. Danach ist der Cäsium-Strom hinter dem Dampferzeuger höher als die Freisetzung aus dem Core, da das im Dampferzeuger abgelagerte Cäsium teilweise langsam wieder freigesetzt wird. Die Geschwindigkeit der Freisetzung ist u.a. vom Wandmaterial und von der Wandtemperatur abhängig.

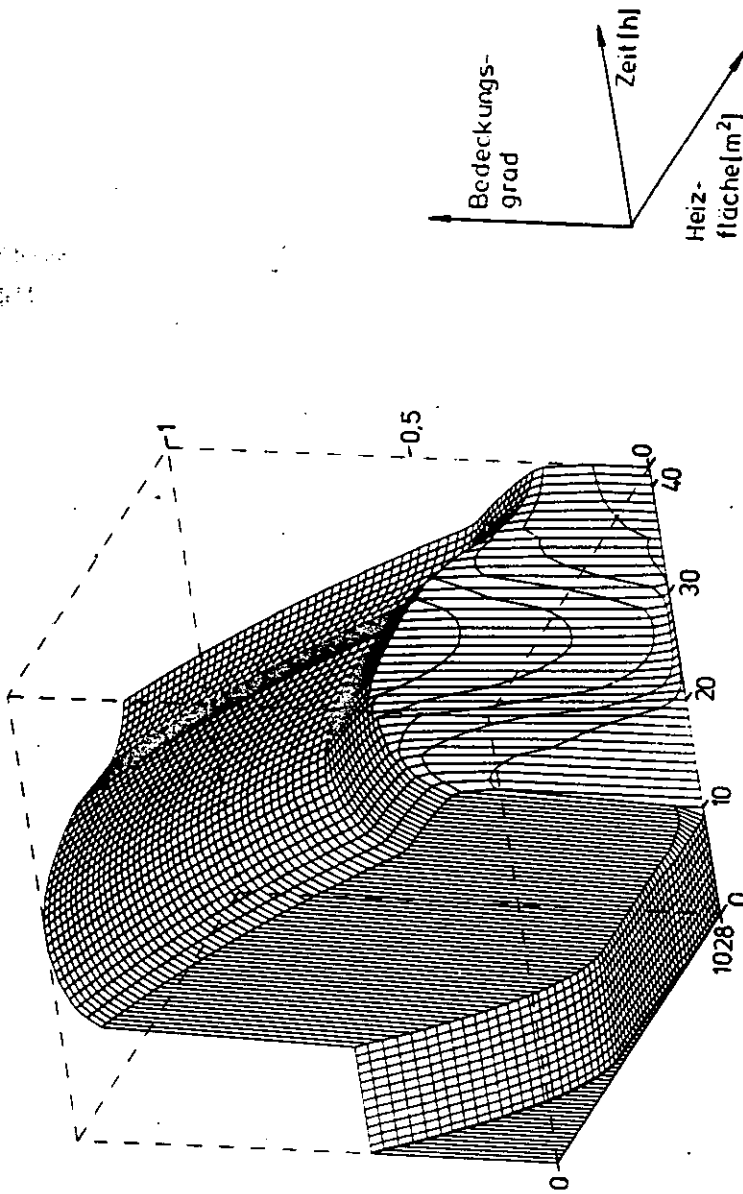


Abb. 35: Spaltproduktbedeckungsgrad im Wärmetauscher
 Fall 1 ($\dot{m} = 1 \text{ kg/s}$), $Q = 45 \text{ kcal/mol}$, $K_{\text{eff}} = 1$

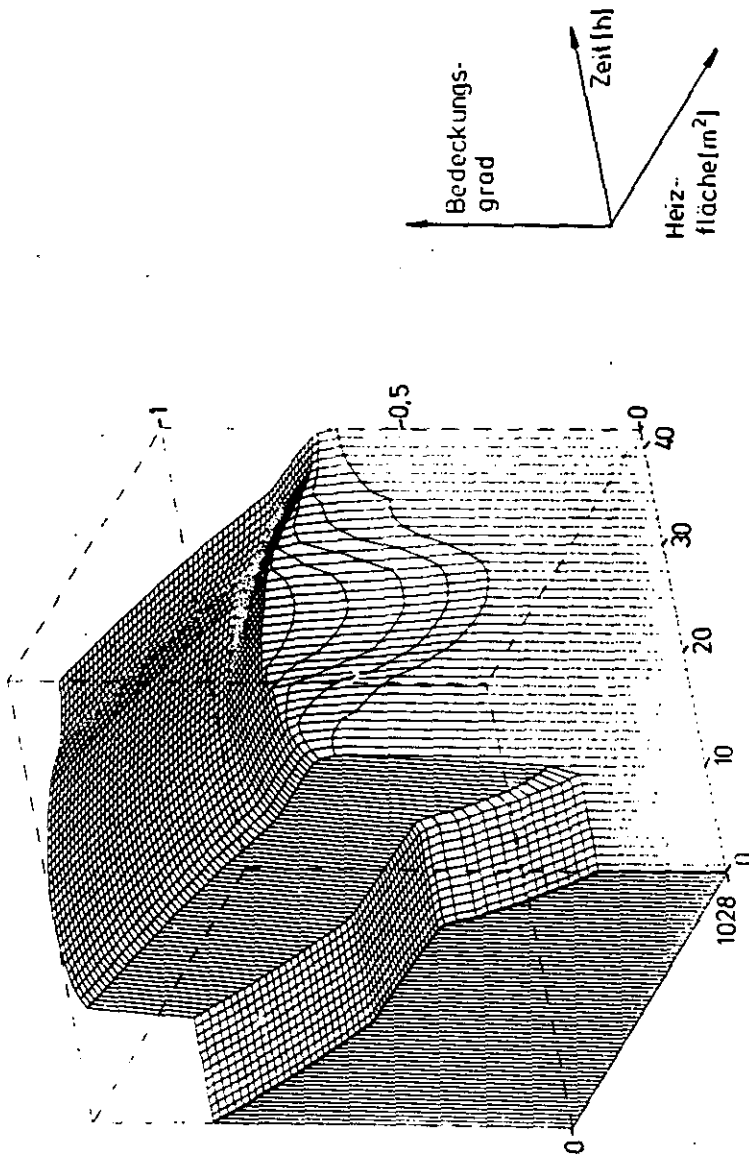


Abb. 36: Spaltproduktbedeckungsgrad im Wärmetauscher
Fall 1 ($\dot{m} = 1 \text{ kg/s}$), $Q = 85 \text{ kcal/mol}$, $K_{\text{eff}} = 1$

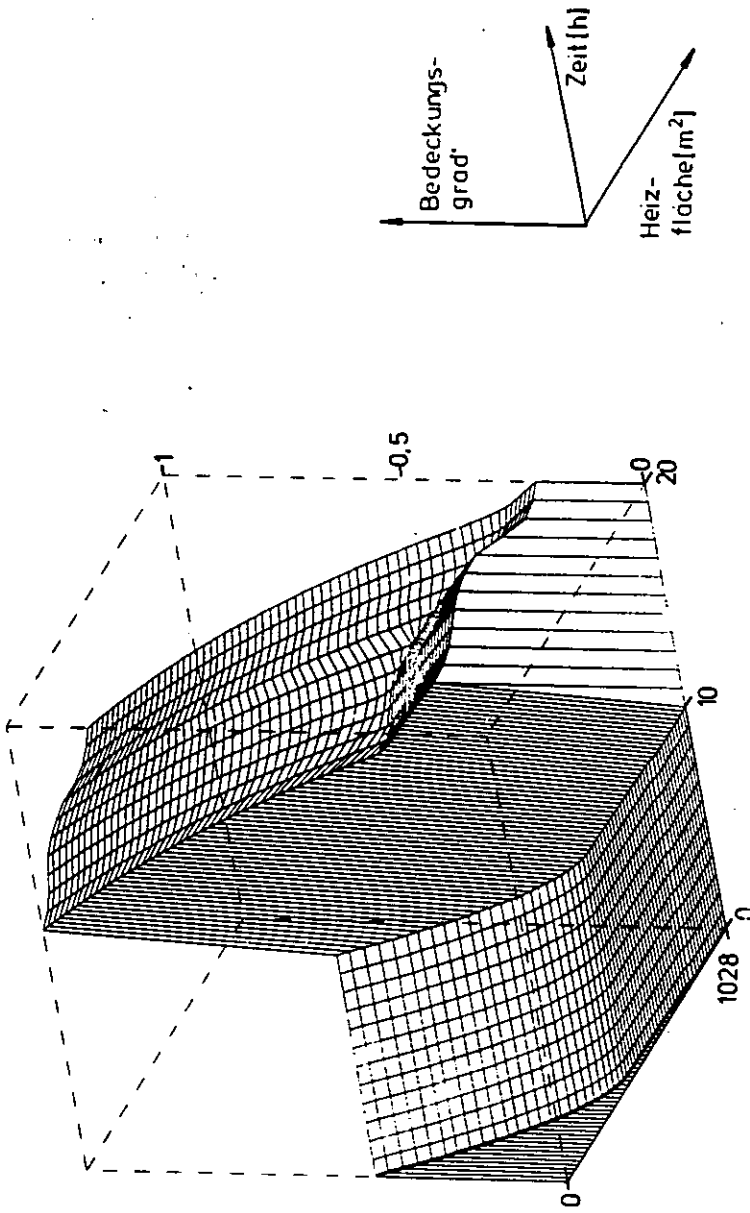


Abb. 37: Spaltproduktbedeckungsgrad im Wärmetauscher
 Fall 2 ($\dot{m} = 3 \text{ kg/s}$), $Q = 45 \text{ kcal/mol}$, $K_{\text{eff}} = 1$

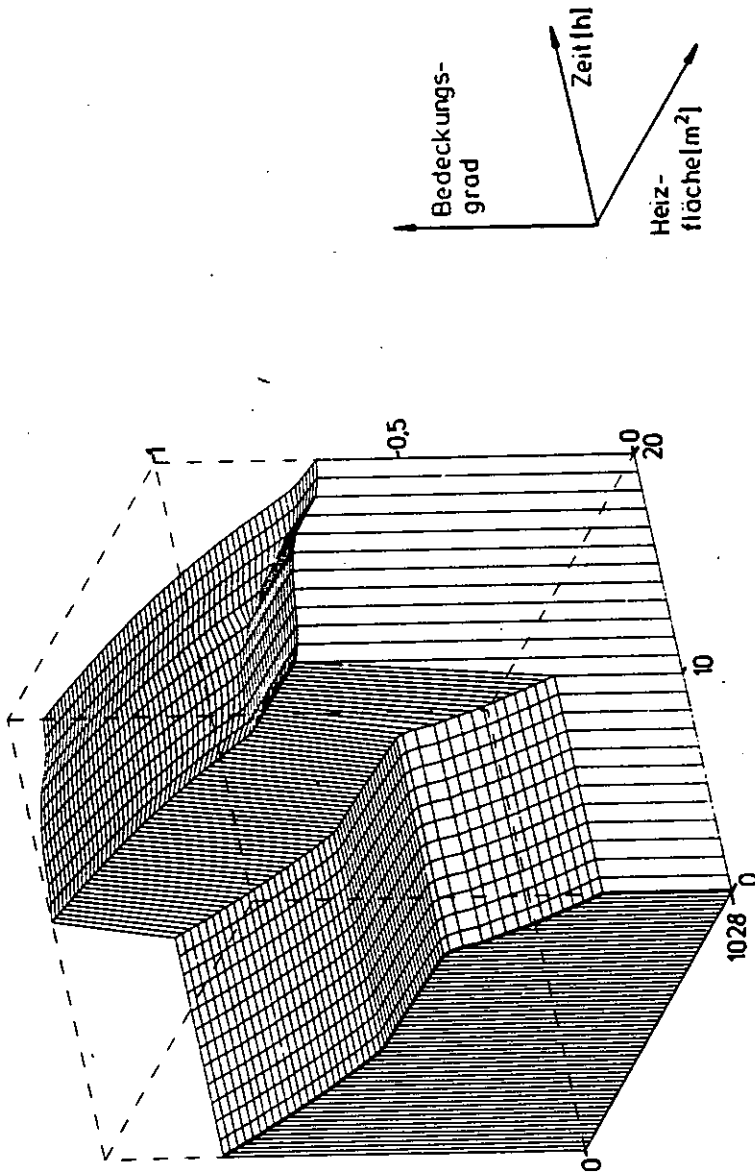


Abb. 38: Spaltproduktbedeckungsgrad im Wärmetauscher
 Fall 2 ($\dot{m} = 3 \text{ kg/s}$), $Q = 85 \text{ kcal/mol}$, $K_{\text{eff}} = 1$

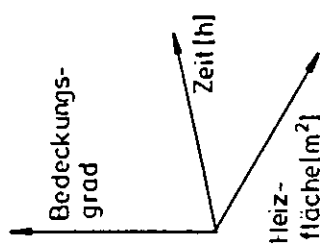
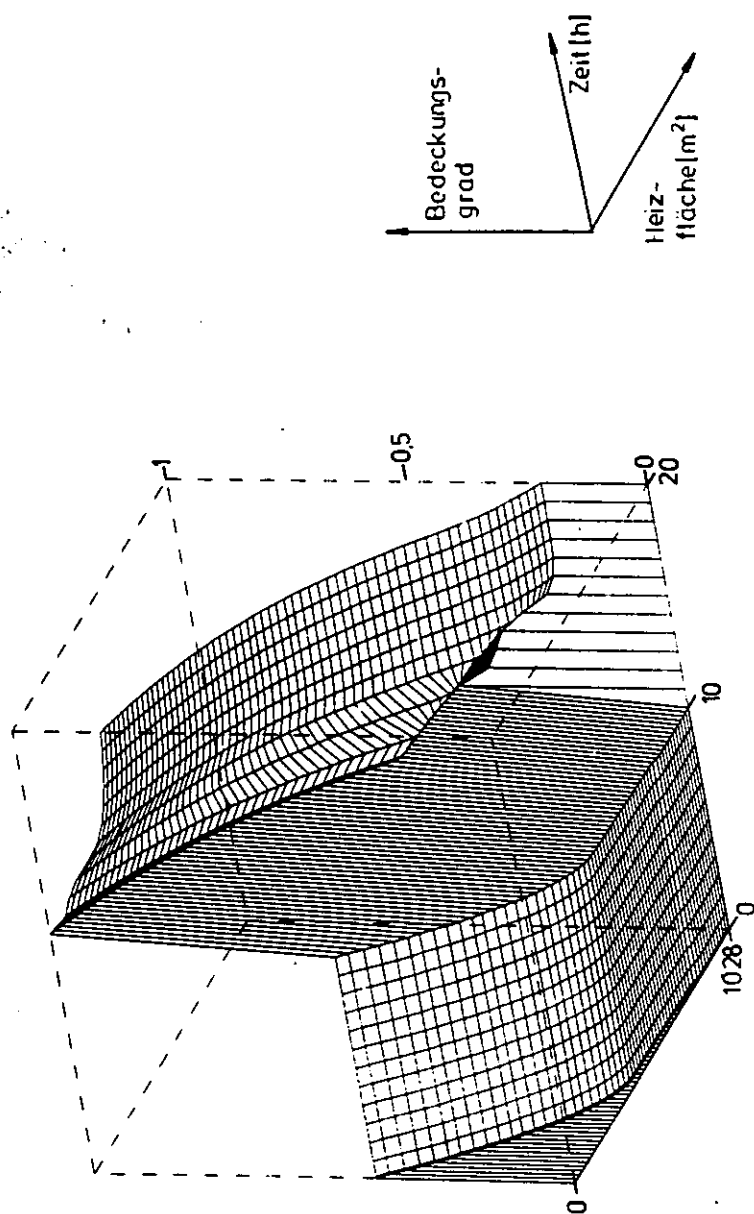


Abb. 39: Spaltproduktbedeckungsgrad im Wärmetauscher
 Fall 3 ($m = 5 \text{ kg/s}$), $Q = 45 \text{ kcal/mol}$, $K_{\text{eff}} = 1$

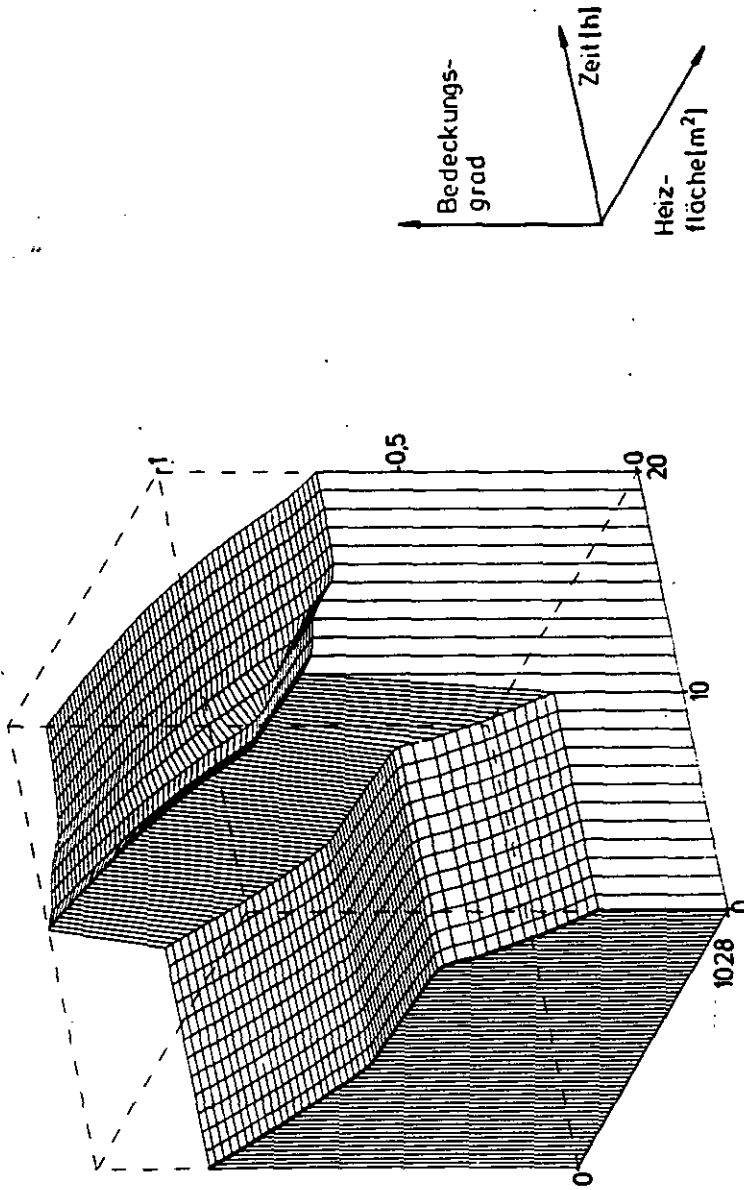


Abb. 40: Spaltproduktbedeckungsgrad im Wärmetauscher
 Fall 3 ($\dot{m} = -5 \text{ kg/s}$), $Q = 85 \text{ kcal/mol}$, $K_{\text{eff}} = 1$

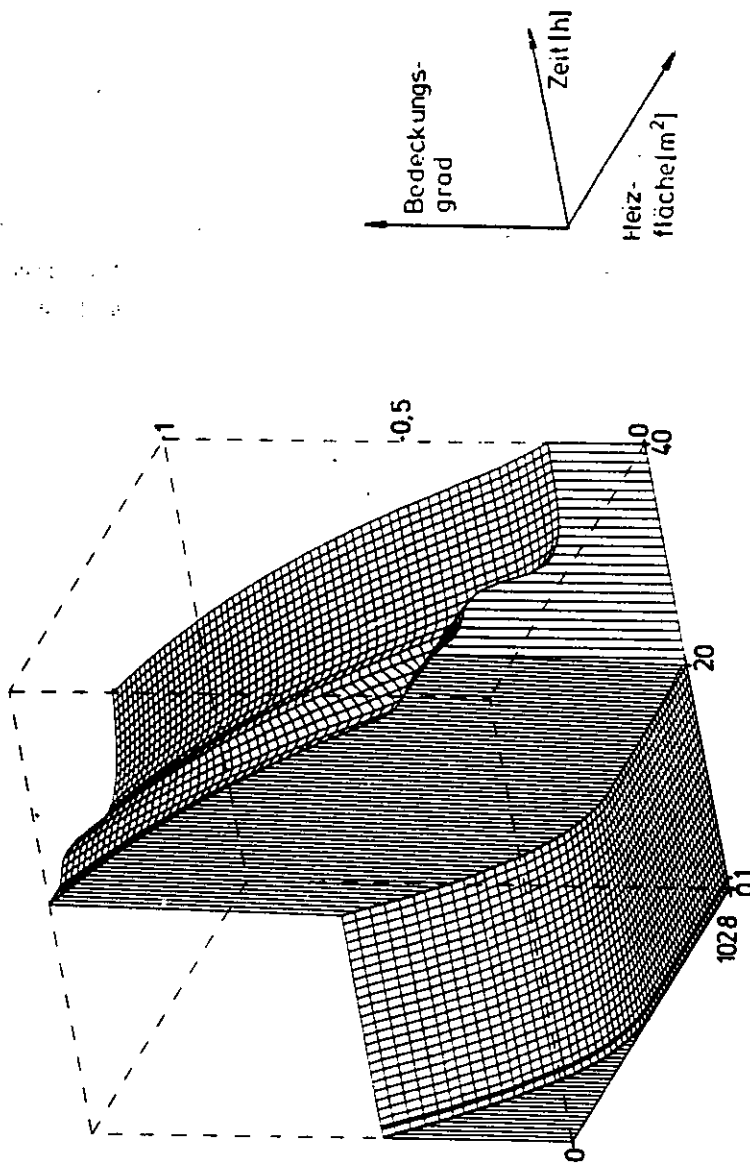


Abb. 41: Spaltproduktbedeckungsgrad im Wärmetauscher
Fall 4 ($\dot{m} = 3 \text{ kg/s}$), $Q = 45 \text{ kcal/mol}$, $K_{\text{eff}} = 1$

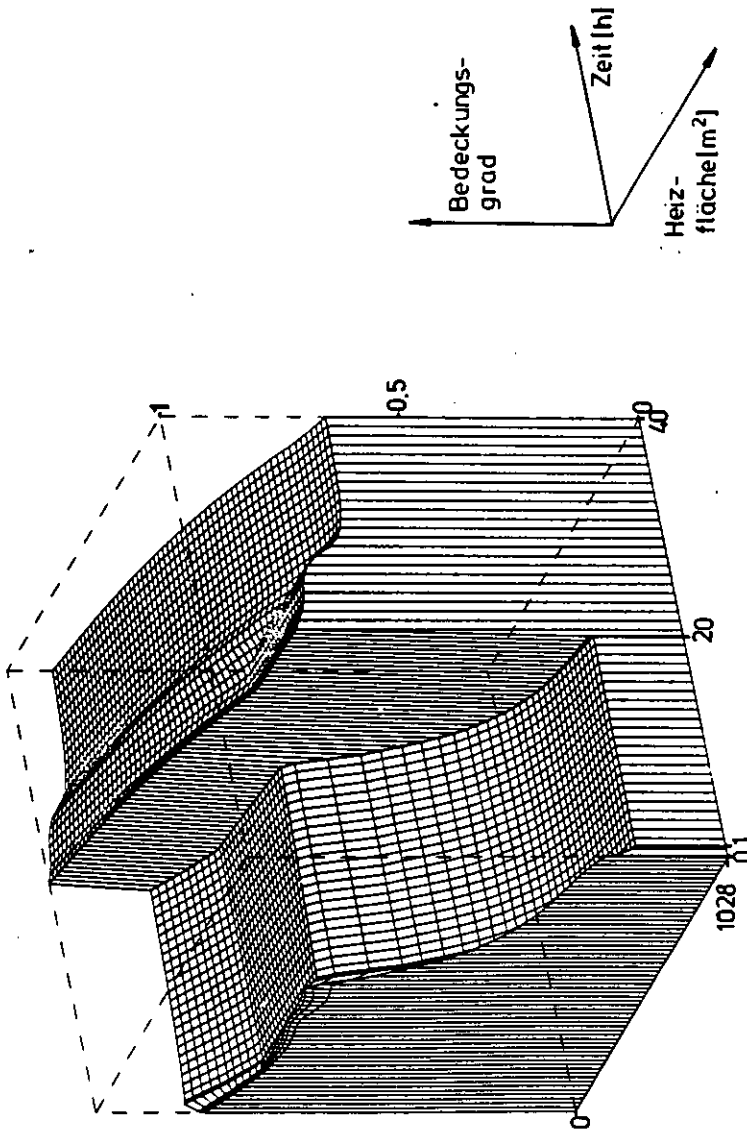


Abb. 42: Spaltproduktbedeckungsgrad im Wärmetauscher
Fall 4 ($\dot{m} = 3 \text{ kg/s}$), $Q = 85 \text{ kcal/mol}$, $K_{\text{eff}} = 1$

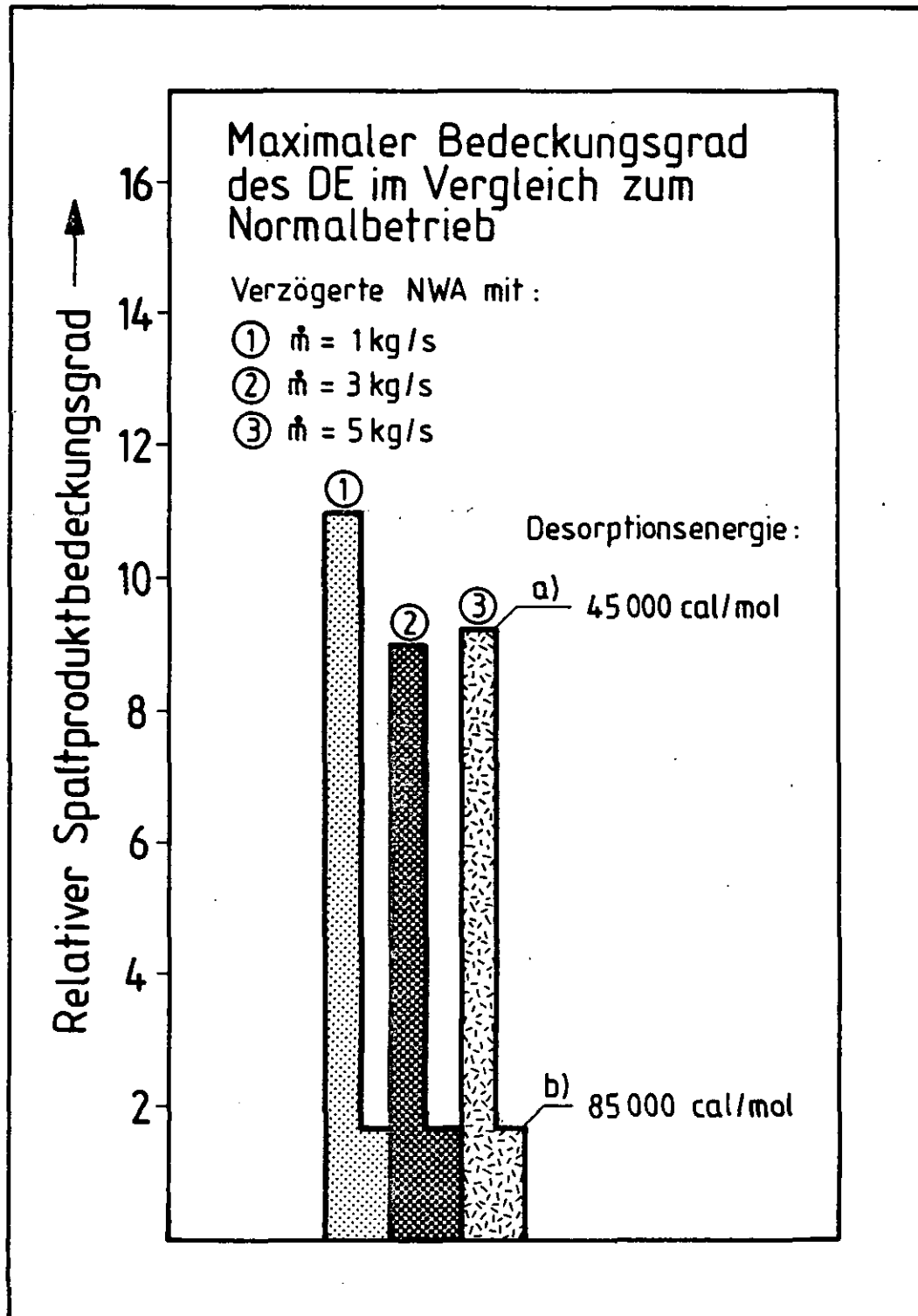


Abb. 43: Maximale Bedeckung des Wärmetauschers bei der um 10 h verzögerten NWA im Vergleich zum Normalbetrieb

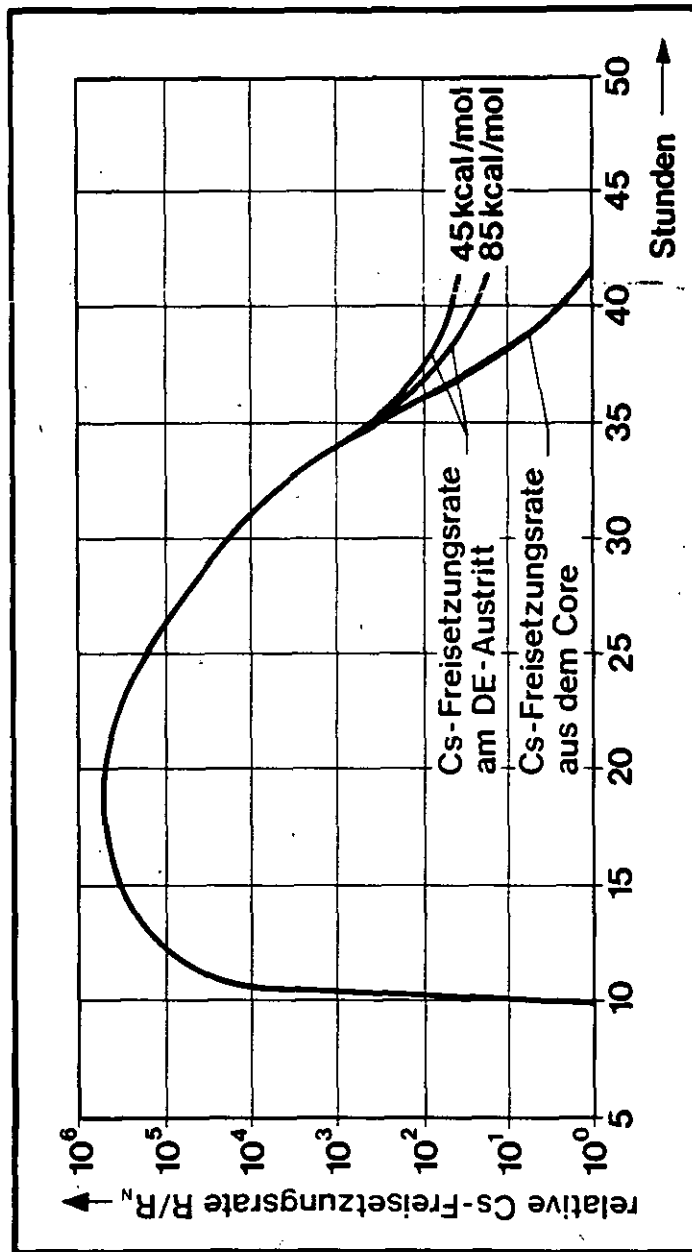


Abb. 44: Relative Cs-Freisetzungsrate im Primärkreis bei der um 10 h verzögerten NWA (Fall 1 mit $\dot{m} = 1 \text{ kg/s}$)

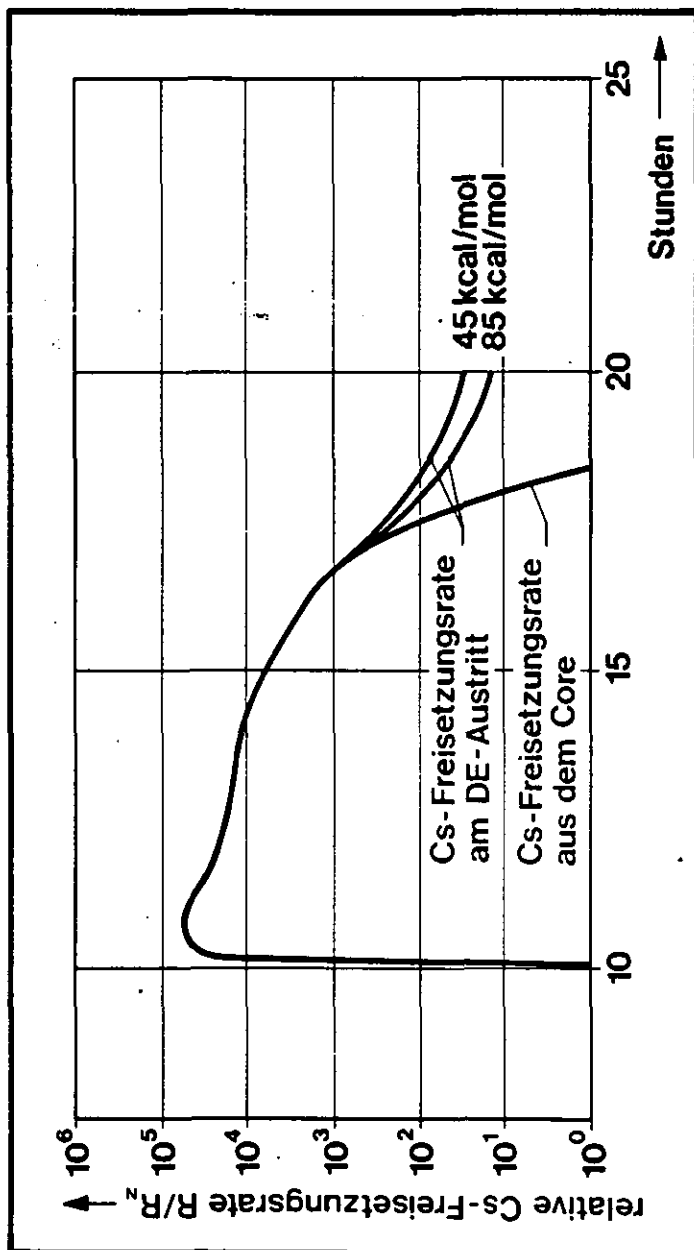


Abb. 45: Relative Cs-Freisetzungsrates im Primärkreis bei der um 10 h verzögerten NWA (Fall 2 mit $m = 3 \text{ kg/s}$)

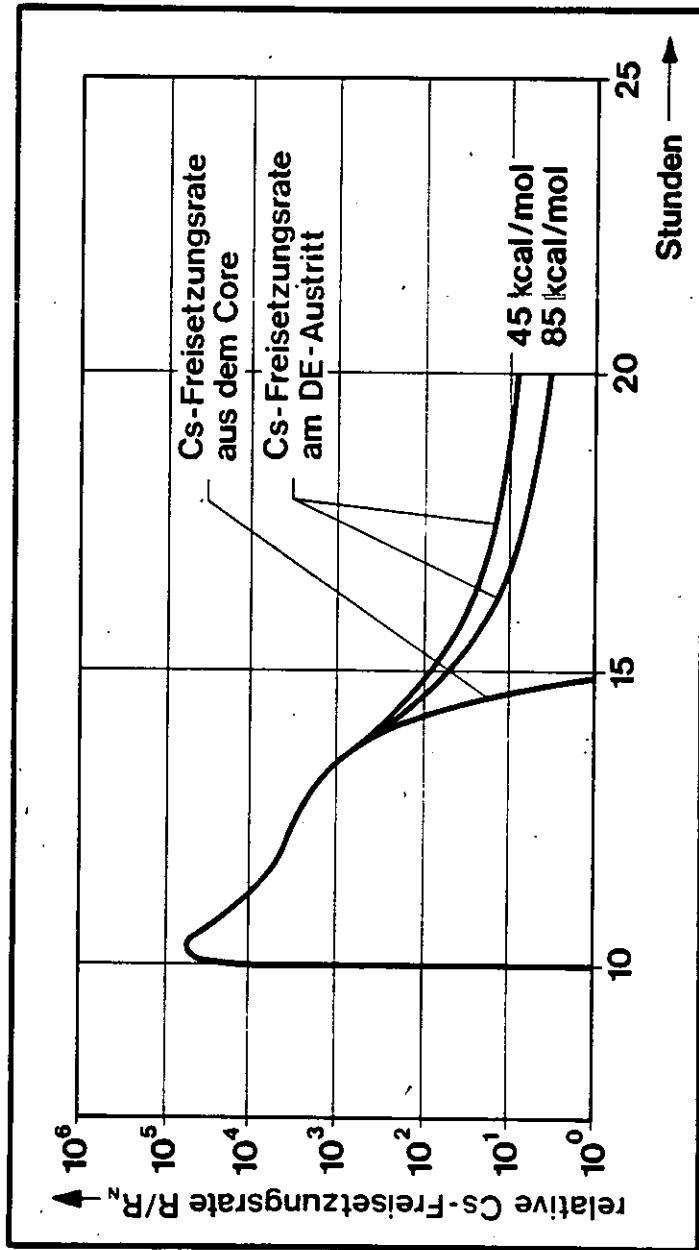


Abb. 46: Relative Cs-Freisetzungsrates im Primärkreis bei der
um 10 h verzögerten NWA (Fall 3 mit $\dot{m} = 5 \text{ kg/s}$)

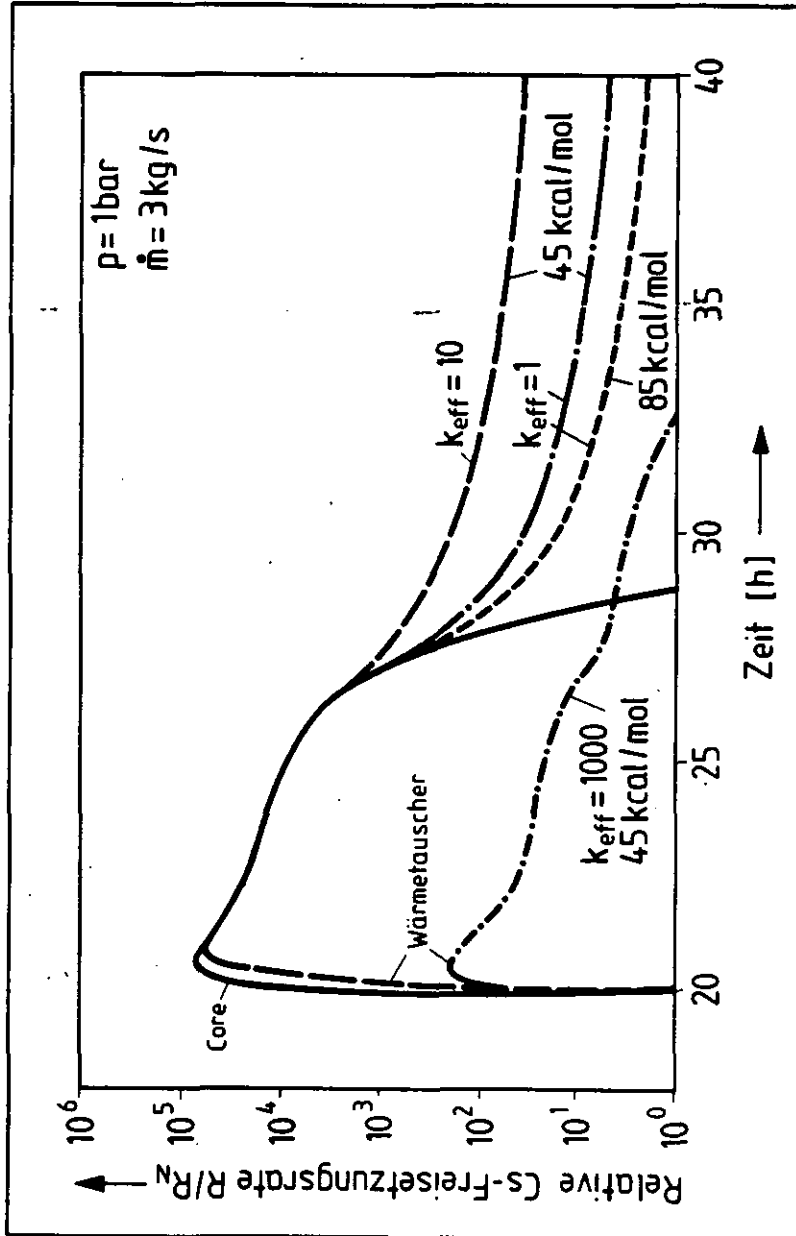


Abb. 47: Relative Cs-Freisetzungsrate im Primärkreis bei der um 20 h verzögerten NWA mit Vorkühlung des Cores (Fall 4) in Abhängigkeit der Rauigkeit ($k_{\text{eff}} = 1$ bis 1000) und der Desorptionsenergie (45 und 85 kcal/mol).

5. Zusammenfassung und Ausblick

Die Untersuchungen zeigen, daß beim gasgekühlten Hochtemperaturreaktor mittlerer Leistung um $500 \text{ MW}_{\text{th}}$ selbst bei einem totalen Ausfall aller Kühlsysteme die maximalen Coretemperaturen wegen der großen Wärmekapazität der Graphitkomponenten derartig begrenzt ansteigen, daß für die Einleitung von störfallbegrenzenden Gegenmaßnahmen erhebliche Zeitreserven ausgeschöpft werden können.

Wird die Nachwärmeabfuhr erst nach mehreren Stunden eingeleitet, so reichen bereits relativ geringe Durchsätze aus, um das Core hinreichend abzukühlen und eine Überhitzung der Wärmeabfuhrsysteme zu vermeiden.

Hinsichtlich der Spaltproduktfreisetzung ergibt sich insgesamt, daß bei einem Coreaufheizstörfall mit einer extrem verzögert einsetzenden NWA, die Rückhaltung des Cäsiums im Graphit der Brennelemente und des Bodenreflektors die Freisetzung aus dem Reaktorkern um mehr als zwei Größenordnungen gegenüber der Freisetzung aus den Partikeln vermindert. Die Ablagerung im Dampferzeuger führt zeitweilig zu einer weiteren, allerdings erheblich geringeren Verminderung des Freisetzungstroms. Die gesamte Cs-Freisetzung in den Primärkreislauf liegt in dem betrachteten Zeitraum deutlich unter $1^0/_{00}$ des Inventars.

Diese Spaltproduktrückhalteeigenschaften im Primärkreis eines HTR's können bei kleinen Leistungseinheiten und niedrigen Leistungsdichten (unter $250 \text{ MW}_{\text{th}}$ und 3 MW/m^3) weiter verbessert werden. Aufgrund der inhärenten Systemeigenschaften ist zu erwarten, daß in kleinen HTRs selbst bei langfristigem Ausfall der Kühlsysteme die maximalen Coretemperaturen auf Werte begrenzt bleiben, bei denen die Spaltproduktrückhaltung der in den Graphitkugeln eingebetteten Brennstoffteilchen nicht wesentlich beeinträchtigt wird.

Die Autoren danken Fr1. S. Begemann für die Ausführung der Zeichnungen sowie Fr. W. Tietz für die Sorgfalt und Geduld bei der Anfertigung der Reinschrift.

6. Literatur

- /1/ Gross, E; Mielken, G.; Stöver, D.
The Fission Product Release from Spherical HTR Fuel Elements
European Nuclear Conference, ENC'79, Hamburg 1979

- /2/ Krohn, H; Rehm, W.
Sicherheitsuntersuchungen über die Wirksamkeit von Spaltprodukt-
rückhalte-mechanismen in Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktoren bei
Coreaufheizung
Jahrestagung Kerntechnik, Düsseldorf, März 1981

- /3/ Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen
Jül-Spez-136/Bd. 3, April 1982

- /4/ Referenzkonzept der Prototypanlage Nukleare Prozeßwärme PNP
GHT - Ident-Nr. 78.02633, September 1981

- /5/ Rehm, W.
Untersuchungen über die verzögerte Nachwärmeabfuhr bei einem Kugel-
haufen-Hochtemperaturreaktor-Konzept großer Leistung als Beitrag
zu den Möglichkeiten der Begrenzung hypothetischer Unfälle
Jül-1647, Februar 1980

- /6/ Petersen, K. u.a.
Die Naturkonvektion im Core des Kugelhaufenreaktors
Reaktortagung Düsseldorf, 1976

- /7/ Ehrhardt, K.-D.; Krohn, H.
Mechanismen zur Spaltproduktrückhaltung in Hochtemperaturreaktoren,
Vortrag 0-26, Frühjahrstagung der Deutschen Physikal. Gesellschaft,
Münster, 29.3 - 2.4.1982

- /8/ Meister, G.
A Program Module Simulating a Gas-Heated Steam Generator with Steam
Condensation in the Primary Flow Channel
Jül-Spez-150, Mai 1982

- /9/ Ehrhardt, K.-D.; Jahn, W.; Krohn, H.; Rehm, W.
Neue Aspekte der Spaltproduktrückhaltung in HTR's bei verzögert
einsetzender Nachwärmeabfuhr
Jahrestagung Kerntechnik, Mannheim, Mai 1982
- /10/ Ehrhardt, K.-D.; Jahn, W.
Spezielle Anwendungssoftware für TSS, VSPC und Massenspeicher-
system
Jül-Spez-143, März 1982
- /11/ Krohn, H.
Freisetzung von Spaltprodukten aus dem Core eines Kugelhaufen-
reaktors bei Störfällen mit Core-Aufheizung
Jül-1791, Juli 1982
- /12/ Müller, A.; Badur, A.
Untersuchungen zu den Auswirkungen hypothetischer Störfälle bei
Hochtemperaturreaktoren: Spaltproduktfreisetzung aus einem Hochtem-
peratur-Core bei ungehinderter Aufheizung am Beispiel des HTR-1160
Jül-1517, Juni 1978
- /13/ Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbe-
dingungen
Jül-Spez-136/Bd. 1, Dezember 1981
- /14/ Goodin, D.T.
A Single Model for the Performance of HEU/LEU Fissile and ThO₂
Fertile Fuel under Hypothetical Accident Conditions
GA-A16291, General Atomic 1981
- /15/ Drescher, H.E.
Analyse von Spaltprodukttransportparameter im Brennelement für
Temperaturen bis 2500°C anhand von Ausheizexperimenten und deren
Anwendung auf Aufheizstörfälle am Beispiel des PNP-500
Dissertation, TH Aachen 1982

- /16/ Schwartz, M.H.; Sedgley, D.B.; Mendenca, M.M.
SORS: Computer Programs for Analyzing Fission Product Release
from HTGR Cores During Transient Temperature Excursions
GA-A12462, General Atomic 1974

- /17/ Norman, I.H.
Review of Vapor Pressure and Diffusion Coefficients of Certain
HTGR Core Materials and Fission Products for Use in Reactor Accident
Calculations
GA-A12634, General Atomic 1974

- /18/ Iniotakis, N.; Malinowski, K.; Münchow, K.;
Nuc. Eng. Des. 34, 169 (1975)

- /19/ Baba, O.
Summary Report of Specialists Meeting on Coolant Chemistry Plate-out
and Decontamination in Gas-cooled Reactors
Jülich, 2.-4.12.1980, S. 44

- /20/ Ehrhardt, K.-D.
PLATO - Ein Programm zur Berechnung der Spaltproduktablagerung
Jül-Spez.-135, Dezember 1981

- /21/ Hudritsch, W.W.; Smith, P.D.
PADLOC, GA-A 15501, UC-77 (1977)

- /22/ Osborne, M.F.; Briggs, R.B.
Iodine Adsorption on Steel in Helium
Proc. Am. Nuc. Soc. Winter Meeting 1979

- /23/ Barsell, A.W.; Chawla, O.P.; Hoot, G.G.
Safety Research on Iodine Plateout During Postulated HTGR Core
Heatup Events
Summary Report of Specialists Meeting on Coolant Chemistry,
Plate-out and Decontamination in Gas-cooled Reactors,
Jülich, 2.-4.12.1980, S. 94

- /24/ Ehrhardt, K.-D.
Überlegungen zur Jod-Ablagerung in Störfällen bei gasgekühlten
Hochtemperaturreaktoren
Interner Bericht KFA-ISF-IB-6/82 (1982)
- /25/ Wissmann, P.
Diskussionsbeitrag zum Vortrag 0-26
Frühjahrstagung der Deutschen Physikal. Gesellschaft
Münster, 29.3.-2.4.1982